

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ



СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

***ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА***

Выпуск 40

Алчевск
2013



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**Сборник научных трудов
Донбасского государственного
технического университета**

Выпуск 40

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 № 6 от 05.06.2013)*

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. Борзых – докт. техн. наук,
П. Н. Должиков – докт. техн. наук,
З. Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,
В. Д. Лущик – докт. техн. наук,
С. В. Корнеев – докт. техн. наук,
В. А. Улышин – докт. техн. наук,
А. И. Давиденко – докт. техн. наук,
Г. Я. Дрозд – докт. техн. наук,
В. Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,
Ю. Э. Паэранд – канд. техн. наук,
С. А. Скомская – секретарь редакционной коллегии.

С-41

Сборник научных трудов Донбасского государственного технического
университета. Вып. 40. – Алчевск : ДонГТУ, 2013. – 230 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

ISSN 2077-1738

**РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ
ИСКОПАЕМЫХ**

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

ПРОБЛЕМЫ МАТЕМАТИЧЕСКОГО ОПИСАНИЯ МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКИХ ГОРНЫХ ПРОЦЕССОВ И ЯВЛЕНИЙ

Выполнен критический анализ существующих подходов к математическому описанию многопараметрических горных процессов и явлений, их ограничения, недостатки и возможные направления устранения.

Ключевые слова: многопараметрические горные процессы и явления, математическое моделирование, точность и надёжность прогнозов.

Многие научные исследования в области горного производства представляют собой попытку объяснения тех или иных явлений с позиций возможности точного предсказания каждой стадии процесса (состояния системы) во времени или пространстве. Примерами такого подхода являются различные методы моделирования горных процессов [1], которые, базируясь на принятых постулатах (как правило, математической физики), строят функциональные зависимости так, что каждый отклик (результат) процесса неодинаково связан с некоторыми контролируемыми факторами, а ошибки измерения пренебрежимо малы.

При классическом подходе для выражения скорости изменения функции относительно изменений одного или нескольких аргументов используют одно или несколько дифференциальных уравнений при заданных начальных и граничных условиях и на основе наблюдаемых или теоретически рассчитанных данных получают различные характеристики. Конечный результат представляет собой зависимость типа

$$Y = f_y(X_1, X_2 \dots X_n),$$

которая позволяет однозначно предсказывать значения Y по заданным значениям $X_1, X_2 \dots X_n$.

В тех случаях, когда схему процесса легко представить, а число рассматриваемых переменных не очень велико, этот подход весьма эффективен. Многие задачи горной науки можно разделить на части, для каждой из которых такой подход будет

приемлем, но как только начинает возрастать число рассматриваемых переменных и уменьшается контроль исследователя над аргументами, действуют многочисленные усложняющие факторы. Среди этих факторов существенное влияние оказывают зависимости между аргументами, которые приводят к нарушению классического "причинно-следственного" подхода. Это значит, что с введением новых переменных некоторые исходные аргументы могут перестать быть таковыми и появляются новые, занимающие промежуточное положение.

Критикуя "причинно-следственный" (детерминистский) подход к изучению процессов и явлений один из ведущих специалистов в области технической кибернетики акад. НАН Украины А.Г. Ивахненко пишет [2]: "Ученые с детерминистическим мышлением ищут причины малой точности и общности своих методов в том, что не учтен еще один специфический фактор, еще один член в дифференциальном уравнении. Аппарат дифференциальных уравнений (с приписанными к ним начальными и краевыми условиями) считается единственным аппаратом, пригодным для математического моделирования. А так как сложные дифференциальные уравнения нельзя ни убедительно составить, ни тем более исследовать в общем виде, то ограничиваются линейными приближениями. При этом никто не замечает, что все усилия науки о моделировании по сути направлены на то, что-

бы описать поверхность Эвереста плоскостью. О какой же точности количественных результатов можно говорить?" И далее: "... исходные идеи об общности метода кибернетики Винера забыты; решения задач становятся все более специфическими, высоко специализированными, доступными все более узкому кругу специалистов".

С такой критикой нельзя не согласиться. Большинство горных процессов и явлений являются настолько сложными, что указанный математический аппарат не приемлем для их описания с достаточной для практических целей точностью и надёжностью. Это доказано целым рядом исследований [3, 4], в которых указывается, что на ранних стадиях выбора решений (предпроектной, проектирования, планирования) их параметры не могут быть достоверно установлены и характеризуются наличием систематических и грубых случайных ошибок, являющихся объективной неизбежностью, с которой нельзя не считаться. Кроме того, многие из них, и в первую очередь геомеханические, состоят по крайней мере из двух составляющих: детерминированной и случайной, разделение которых является не менее сложной задачей.

Однако не следует считать, что при вероятностно-статистическом подходе все обстоит благополучно. Это хорошо видно на примере математической статистики. Она весьма совершенна, пока дело касается одномерных распределений, особенно подчиняющихся нормальному закону. При необходимости сравнения двух одномерных распределений уже возникают определенные трудности, которые возрастают, когда надо сравнить несколько распределений, даже если они одномерные и нормальные. Если же распределения далеки от нормальных и если они двумерные, трехмерные или многомерные, к тому же параметры, образующие многомерные распределения, зависимы и эта зависимость нелинейная, нарастание сложностей, ограничений, упрощающих предположений, а, следовательно, и неточностей по-

лучаемых результатов, происходит лавинообразно.

Между тем горные процессы и явления описываются большим числом признаков, связанных между собой сложными кибернетическими связями, их распределения часто причудливы, а классы достаточно многочисленны [5, 6].

Отсюда следует, что наиболее перспективными являются методы и подходы, хорошо зарекомендовавшие себя в естественнонаучных областях знаний, рассматривавших сложные процессы и явления с единых кибернетических позиций. В первую очередь это относится к технической, биологической и медицинской кибернетике, с успехом использующих их для описания процессов живой природы – не менее, а скорее более сложных по сравнению с горными.

Нам представляется, что для успешного преодоления обсуждаемой проблемы необходимо также руководствоваться методологическими принципами, разработанными в общей теории прогнозирования и принятия решений [7]:

принцип природной специфичности, требующий учета специфики природы исследуемого объекта, закономерностей и пределов его развития. Игнорирование или нарушение этого принципа, использование формальных моделей приводит к большим ошибкам и к абсурдным прогнозам;

принцип системности анализа, требующий рассмотрения изучаемого объекта как системы взаимосвязанных характеристик объекта и прогностического фона с позиций целей и задач исследований;

принцип оптимизации описания объекта прогнозирования, требующий разработки такого его описания, которое обеспечивало бы заданную точность и достоверность прогноза при минимальных затратах на его разработку;

принцип аналогичности, требующий постоянного сопоставления свойств объекта прогнозирования со свойствами сходных объектов и их моделями, поиска и отыскания объектов-аналогов и обеспечи-

вающий объективную верификацию прогнозов.

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

современный математический аппарат не совершенен и плохо приспособлен для описания сложных горных процессов и явлений;

наиболее перспективным является сочетание детерминированного и вероятност-

ного подходов к их изучению и прогнозированию;

адекватность того или иного подхода при математической формализации реальных явлений и процессов определяется не только и не столько строгостью и аксиоматической безупречностью аппарата, сколько практической осуществимостью предлагаемого метода и его эффективностью при решении практических задач.

Библиографический список

1. Насонов И.Д. Моделирование горных процессов / И.Д. Насонов. – М.: Недра. – 1987. – 119 с.
2. Ивахненко А.Г. Системы эвристической самоорганизации в технической кибернетике / А.Г. Ивахненко. – Киев: Техніка. – 1971. – 372 с.
3. Ходжаев Р.Ш. Оценка и учёт неопределённости геолого-экономической информации при перспективном планировании и проектировании шахт / Р.Ш. Ходжаев, В.А. Ли, А.А. Руцин // Уголь. – 1984. – № 11. – С. 9-14.
4. Фрумкин Р.А. Оценка достоверности прогнозов условий разработки пластов / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окалелов // Уголь Украины. – 1983. – № 9. – С. 43-44.
5. Фрумкин Р.А. Комплексное прогнозирование условий ведения горных работ на шахтах Донецкого бассейна: дис... докт. техн. наук: 05.15.02 / Фрумкин Рафаил Абрамович. – М., 1989. – 37 с.
6. Фрумкин Р.А. Основы научных исследований : учеб. пособие для вузов / Р.А. Фрумкин. – Алчевск: ДГМИ, ИПЦ «Ладос». – 2001. – 201 с.
7. Теория прогнозирования и принятия решений / Под ред. С.А. Саркисяна. – М: Высшая школа. – 1977. – 351 с.

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

Статья поступила в редакцию 21.05.2013.

д.т.н. Фрумкін Р.А. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ПРОБЛЕМИ МАТЕМАТИЧНОГО ОПИСУ БАГАТОПАРАМЕТРИЧНИХ ГІРНИЧИХ ПРОЦЕСІВ І ЯВИЩ

Виконаний критичний аналіз діючих підходів до математичного описування багатопараметричних гірничих процесів і явищ, їх обмеження, недоліки та ймовірні напрямки усунення.

Ключові слова: багатопараметричні гірничі процеси і явища, математичне моделювання, точність та надійність прогнозів.

Frumkin R. A. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

PROBLEMS OF THE MATHEMATICAL DESCRIPTION OF MULTI PARAMETER UNDERGROUND PROCESSES AND THE PHENOMENA

Critical of existing approaches to the mathematical description of multi parameter underground processes and the phenomena, their restrictions, disadvantages and possible directions of their elimination is performed.

Key words: multi parameter underground processes and the phenomena, mathematical modeling, accuracy and reliability of forecasts.

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

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ НЕСУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ КРЕПИ ИЗ КОРОБЧАТОГО ПРОФИЛЯ

Лабораторными исследованиями установлены особенности потери устойчивости стержней из коробчатого профиля при их сжатии. Определены критические нагрузки и напряжения, приводящие к общей и местной потере устойчивости. Построены и проанализированы деформационно-силовые характеристики сжатых стержней из трубчатого профиля.

Ключевые слова: коробчатый профиль, несущая конструкция, потеря устойчивости, критические силы, критические напряжения.

Большинство подготовительных работ шахт Украины (свыше 90%) закреплено рамной крепью, изготовленной из стального проката. При этом на каждый километр протяженности выработки в среднем расходуется около 300-350 т металлопроката. В связи с этим проблема его экономии при креплении подземных горных выработок весьма актуальна.

В работах [1, 2] выполнен анализ существующих серийных профилей металлопроката и доказано, что наиболее технологичным и эффективным для рамной крепи является замкнутый тонкостенный профиль квадратного очертания, прочность которого при изгибе со сжатием выше, чем у стандартных спецпрофилей типа СВП в 1,5 – 2 раза, а при кручении – в 16 – 27 раз.

Использование коробчатого профиля для горной крепи позволит сократить расход металла в 1,25 – 1,6 раза при сохранении той же несущей способности рамы, заметно снизить массу отдельных её элементов, трудоемкость, себестоимость и время возведения крепи, увеличить скорость проведения и устойчивость выработок.

Проведенными исследованиями [1, 2] доказано, что необходимо отказаться от конструктивно и экономически неэффективного спецпрофиля СВП, который в настоящее время доминирует в горной промышленности, и заменить его коробчатым профилем квадратной формы для изготовления рамных крепей горных выработок.

Однако остается неизученным, как будут деформироваться при сжатии элементы крепи из тонкостенного коробчатого профиля, каковы предельные нагрузки и характер деформирования его при общей и местной потере устойчивости.

Существующие методики и множество проведенных экспериментов рассматривают, как правило, поведение металла при растяжении и изгибе стержней или плит. Проведенные малочисленные эксперименты по определению поведения металлических труб под действием сжимающих нагрузок показывают большой разброс полученных значений и мало предсказуемый характер поведения образцов во время испытаний.

В связи с этим с позиций оценки эффективности использования трубчатых элементов в конструкциях горной крепи весьма актуальной является проблема изучения поведения тонкостенных несущих трубчатых элементов при сжатии.

Цель исследований состоит в изучении особенностей деформирования и потери устойчивости сжатых несущих элементов рамной крепи горных выработок из квадратного тонкостенного профиля.

Объектом исследований является тонкостенный коробчатый профиль проката квадратной формы поперечного сечения, а **предмет исследований** – несущая способность этого профиля с учетом потери его общей и местной устойчивости под дейст-

вием продольных сжимающих нагрузок. **Задачи исследований** – лабораторными испытаниями установить характер деформирования и изменения несущей способности сжатых стержней из квадратного тонкостенного профиля при потере их общей и местной устойчивости.

Основная идея исследований состоит в учете остаточной несущей способности стержня из квадратного тонкостенного профиля при его деформировании после потери местной или общей устойчивости.

Экспериментальные исследования выполнены в лаборатории кафедры «Строительные геотехнологии» ДонГТУ на прессе МС-1000, который обеспечивает усилие сжатия на образец до 1000 кН. Общий вид пресса показан на рис. 1.



Рисунок 1 – Общий вид пресса МС-1000

Для испытаний использованы трубы 20х20х2 и 40х40х2, длиной 160, 200, 320 мм. Подготовка образцов к испытани-

ям заключалась в обеспечении параллельности торцов трубчатых стержней и их перпендикулярности оси образцов. Эти условия были необходимы для снижения эксцентриситета приложения сжимающей нагрузки относительно оси трубчатого элемента при его испытании.

Теоретически задача устойчивости сжатых стержней впервые была решена Эйлером [3], который определил критические силы и напряжения, приводящие к потере устойчивости. Однако это решение справедливо лишь при сжатии стержней до предела пропорциональности, что ограничивает его применимость лишь для длинных гибких стержней, у которых гибкость $\lambda \geq 100$. Для стержней, работающих за пределом упругости, когда их гибкость $\lambda < 100$, обычно пользуются эмпирическими формулами Т. Кармана, Энгессера, Ф.С. Ясинского [3]. Их исследованиями показано, что для коротких жестких не пустотелых стержней с $\lambda < 60$ критическим напряжением является предел текучести стали $\sigma_{кр} = \sigma_T$.

Проведем оценку максимальной гибкости образцов в проведенных нами испытаниях по известному выражению [4]:

$$\lambda = \frac{l_{ef}}{i_{min}}, \quad (1)$$

где l_{ef} – расчетная длина стержня, $l_{ef} = 32$ см;

i_{min} – минимальный радиус инерции сечения, $i_{min} = 1,537$ см.

$$\lambda = \frac{32}{1,537} = 20,8 < 60.$$

Таким образом, критические напряжения для испытанных образцов должны быть равны пределу текучести стали $\sigma_{кр} = \sigma_T \approx 240$ МПа. Лабораторные исследования должны были дать ответ, как поведет себя стержень при возникновении в нем критических напряжений, каков характер предельного деформирования и какой тип по-

тери устойчивости (общая или местная) при этом будет наблюдаться.

Результаты испытаний трубы 20x20x2 мм длиной 160 мм приведены на рис. 2. Для изучения потери устойчивости такой трубы проведено три аналогичных испытания для одинаковых условий, в результате которых получены близкие по форме графики ДСХ.

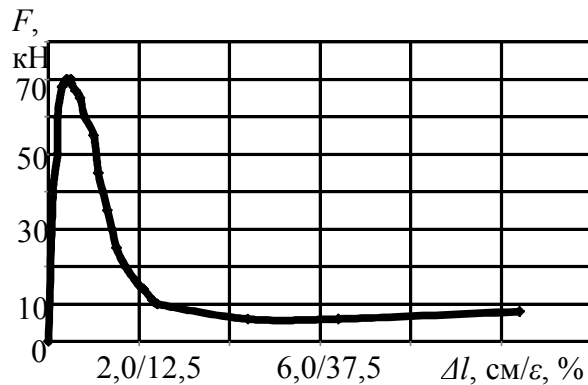


Рисунок 2 – График потери общей устойчивости коробчатой трубы 20x20x2

В момент достижения критической нагрузки $F = 68,8$ кН, абсолютная деформация трубы составила $\Delta l = 0,5$ см, а относительная деформация $\varepsilon = 3\%$. Это привело к потере **общей** устойчивости. Дальнейший рост деформаций до $\Delta l \approx 2,2$ см ($\varepsilon \approx 14\%$) привел к резкому снижению нагрузок, воспринимаемых трубой, до $F \approx 10$ кН. После этого, как видно из графика (рис. 2), наступает период стабилизации, когда нагрузка постоянна ($F = 8...10$ кН) и приводит к нарастанию деформаций вплоть до «складывания» трубы в плоскости изгиба.

График на рис. 2 характеризует усредненный из трех испытаний результат. Во всех случаях наблюдалась потеря общей устойчивости, поскольку относительная толщина стенки образцов (t/h , где t – толщина стенки трубы, h – высота сечения) была достаточной для предотвращения их локального деформирования. Этим можно объяснить отсутствие местной потери устойчивости во всех экспериментах данной серии.

Рассчитаем критические напряжения, исходя из максимальной нагрузки на образец F_{max} :

$$\sigma_{кр} = \frac{F_{max}}{A}, \quad (2)$$

где A – площадь металла образца, $A = 1,439$ мм

$$\sigma_{кр} = \frac{68,8 \text{ кН}}{1,439 \text{ см}^2} = 47,8 \frac{\text{кН}}{\text{см}^2} = 478 \text{ МПа}.$$

Как видим, по результатам эксперимента критические напряжения оказались значительно выше ожидаемых ($478 > 240$). Это можно объяснить влиянием на устойчивость замкнутой формы испытываемых образцов и стесненным деформированием их торцов, что позволило образцу выдерживать напряжения, сравнимые с пределом прочности.

Для образцов трубы типоразмера 40x40x2 проведено две серии испытаний – при длине 320 и 200 мм.

Результаты испытаний трубы 40x40x2 длиной 320 мм приведены на рис. 3. После преодоления пиковой начальной прочности трубы началась потеря местной устойчивости в виде волнового изменения несущей способности трубы.

Максимальная нагрузка на эти трубы составила $F_{max} = 124$ кН при деформации $\Delta l = 0,4$ см ($\varepsilon = 1,3\%$), что соответствует критическим напряжениям:

$$\sigma_{кр} = \frac{124 \text{ кН}}{2,937 \text{ см}^2} = 42,2 \frac{\text{кН}}{\text{см}^2} = 422 \text{ МПа}.$$

Как и в предыдущих испытаниях, критические напряжения оказались значительно выше предела текучести стали и близкими к пределу ее прочности. При этих испытаниях произошла не общая, а местная потеря устойчивости труб (рис. 4).

Последовательность возникновения характерной формы потери местной устойчивости была следующей.

После возникновения в образце критических напряжений, в одном из его сечений начинает формироваться изгибаемая

складка, вызванная появлением признаков местной потери устойчивости. На двух параллельных гранях образца происходит выпирание стенки наружу, тогда как на двух остальных гранях металл изгибается внутрь трубы (рис. 4, а). Этот этап деформирования на ДСХ (рис. 3) сопровождается резким падением воспринимаемых образцом сжимающих нагрузок.

Дальнейшее нагружение приводит к уплощению изгибной складки смыканию ее сторон, (рис. 4, б) и, в конце концов, истощанию ее деформативности, что на графике ДСХ отражается как возрастание

нагрузки на образец. После истощания возможности дальнейшего деформирования (смятия) складки происходит рост воспринимаемых трубой сжимающих нагрузок до нового пика вплоть до начала формирования новой складки. При этом направление изгиба металла граней поочередно меняется для каждой последующей складке на противоположное (рис. 4, в).

По описанному выше механизму труба деформируется вплоть до полного ее смятия. Количество волн на графике ДСХ трубы (рис. 3) соответствует количеству складок, возникших во время испытаний.

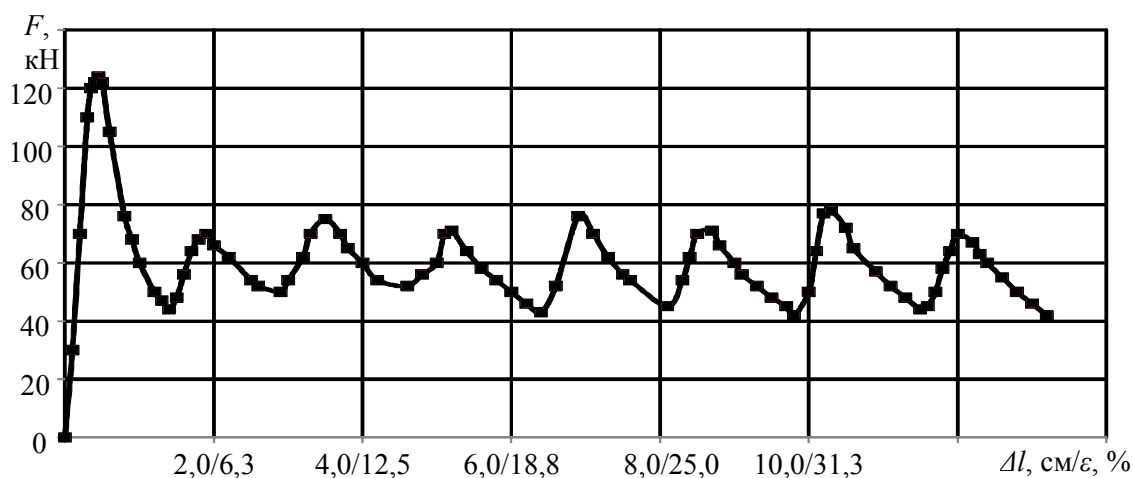


Рисунок 3 – График деформирования труб сечением 40х40х2 мм и длиной 320 мм при потере местной устойчивости

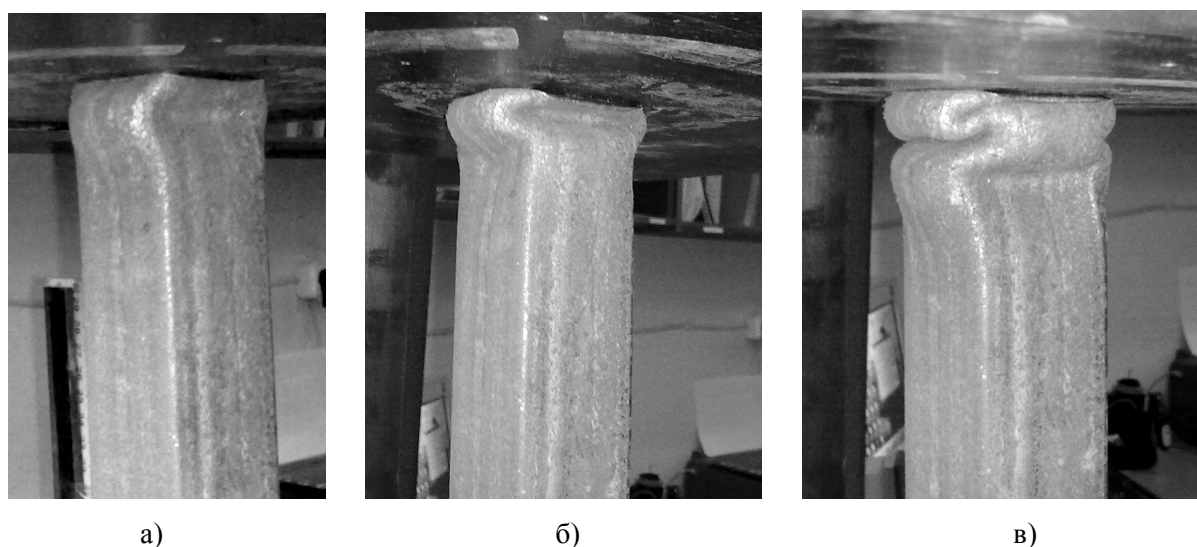


Рисунок 4 – Этапы потери местной устойчивости квадратной трубы

При таком деформировании нагрузка, воспринимаемая образцом колеблется от 43 до 78 кН, что соответствует напряжениям $\sigma = 145 \dots 265$ МПа, что примерно находится близко к пределу текучести.

Таким образом, несущая конструкция из замкнутого коробчатого профиля при ее деформировании по местной потере устойчивости под действием продольных сжимающих сил способна воспринимать нагрузки от 35 до 63% от максимальных вплоть до полного ее смятия.

Всего было проведено 3 испытания образцов труб данного типоразмера длиной 320 мм. Результаты испытаний двух из них оказались близкими (рис. 3). При испытании одного из образцов, после достижения максимальной нагрузки $F_{max} = 130$ кН, он начал терять общую устойчивость, т.е. его ДСХ имела вид, аналогичный графику на рис. 2. Это объясняется недостаточной точностью обработки срезов образца, что привело к возникновению эксцентриситетов приложения нагрузки во время испытаний и изгибу образца (общая потеря устойчивости).

Отдельной серией (3 эксперимента) проведены испытания образцов такого же типоразмера трубы, но меньшей длины – 200 мм. Все эксперименты показали близкие результаты, аналогичные графикам на рис. 3. Общий вид таких образцов после испытаний показан на рис. 5.



Рисунок 5 – Образцы трубы 40х40х2 после испытаний

Выводы

1. Проведенные испытания показали, что коробчатый профиль после потери местной устойчивости сохраняет достаточно большой запас прочности и может значительно деформироваться под действием сжимающей нагрузки.

2. Общая потеря устойчивости коробчатого профиля сопровождается резким падением его несущей способности и поэтому недопустима с точки зрения работы горной крепи в условиях больших смещений породного контура.

3. Характер потери устойчивости (общая или местная) несущей конструкции из замкнутого коробчатого профиля при ее нагружении продольными сжимающими силами зависит от соотношения размеров поперечного сечения трубы и толщины ее стенки, а также от гибкости и условий приложения нагрузок – наличие эксцентриситетов, начального изгиба.

4. Стержень из коробчатого профиля под действием продольных сжимающих нагрузок, когда он деформируется по механизму местной потери устойчивости, периодически, по мере возникновения изгибных складок на стенках профиля, изменяет свою несущую способность от 35 до 63% от максимальной, причем волновой характер смены максимумов и минимумов имеет почти постоянный период и среднюю амплитуду вплоть до момента полного смятия трубы.

5. Задачами дальнейших исследований являются: определение влияния геометрических параметров сечения и длины трубы на особенности местной потери устойчивости; установление механизмов потери устойчивости стержней из коробчатого профиля при совместном действии на них сжимающих нагрузок и изгибающих моментов.

Библиографический список

1. Литвинский Г.Г. Исследование эффективности прокатных профилей для рамной крепи горных выработок / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Уголь Украины. – 2012. – №11. – С. 11 – 14.
2. Литвинский Г.Г. Оптимальный прокатный профиль для рамной крепи / Г.Г. Литвинский, Э.В. Фесенко // Вісті Донецького гірничого інституту. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2013. – Вып. 1(32). – С. 198 – 203.
3. Беляев Н.М. Сопротивление материалов. – М.: Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1976. – 608 с.
4. 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.

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

Статья поступила в редакцию 02.07.13.

д.т.н. Литвинський Г.Г., к.т.н. Фесенко Е.В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВТРАТИ СТІЙКОСТІ НЕСУЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ КРІПЛЕННЯ З КОРОБЧАСТОГО ПРОФІЛЮ

Приведено результати досліджень по вивченню механізмів втрати стійкості несучих конструкцій із замкнутого коробчастого профілю, визначено критичні навантаження і напруження, що призводять до втрати їх стійкості, побудовано та проаналізовано деформаційно-силові характеристики стрижнів з трубчастого профілю.

Ключові слова: стрижень, труба, несуча конструкція, критичні сили, критичні напруження, профіль металопрокату.

Litvinsky G.G., Fesenko E.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

EXPERIMENTAL STUDIES OF STABILITY LOSS OF BEARING ELEMENTS SUPPORTS FROM BOX SECTION

Laboratory studies revealed features for the loss of stability of rods from box section when it was compressed. Critical loads and stresses to the overall and local stability of the bars were identified. Deformation and strength characteristics of compressed box-rods are built and analyzed.

Key words: box section, the supporting structure, the loss of stability, critical power, critical voltage, the local resistance.

д.т.н. Фрумкин Р.А.,
Лемеш И.П.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

МЕТОДИКА ОБОСНОВАНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ОЧИСТНЫХ РАБОТ ПО ГЕОЛОГОРАЗВЕДОЧНЫМ ДАННЫМ

Изложена методика обоснования эффективных технологий очистных работ по геологоразведочным данным, рассмотренная на примере отработки пл. I₁ ш/у "Луганское" ГП Луганскуголь.

Ключевые слова: технология очистных работ, угольные пласты, изменчивость условий отработки пластов, эффективность.

Под эффективной в настоящей работе понимается технология с использованием оборудования высокого технического уровня, обеспечивающая улучшение технико-экономических показателей работы очистного забоя по сравнению с аналогичной, применяемой на производстве.

В настоящее время выбор и обоснование таких технологий осуществляется с использованием нормативных документов [1] или по опыту отработки соседних шахтопластов и участков, которые, однако, не в полной мере учитывают значительную пространственную изменчивость горно-геологических, горнотехнических и геомеханических условий отработки пластов, что нередко приводит к принятию ошибочных решений и снижению эффективности работы очистных забоев.

Наиболее сложно эти вопросы решаются при необходимости обоснования технологических решений в условиях ограниченной информации, по данным геологической разведки, характеризующейся весьма низкой достоверностью [2, 3], а опыт намечаемого к отработке участка пласта в аналогичных условиях отсутствует. К тому же следует особо отметить, что термин "в аналогичных условиях", который обычно применяют в таких случаях, применительно к очистным забоям угольных шахт следует применять весьма осмотрительно. Одинаковые мощности, угол падения пласта и даже внешне похожие характеристики боковых пород еще не яв-

ляются достаточными доказательствами того, что условия применения средств механизации очистных работ аналогичны.

С учетом изложенного, основной целью настоящей статьи является разработка методики обоснования эффективных технологий очистных работ, в максимально возможной степени учитывающей указанные недостатки.

В отличие от существующих, предлагаемая методика предусматривает сопоставление альтернативных (конкурирующих) технологий одного вида, оцениваемых по одной и той же апробированной методике в одинаковых горно-геологических и геомеханических условиях, что позволяет получить достаточно надежные и сопоставимые оценки. При таком подходе наличие даже больших ошибок в исходных данных не повлияет на конечный результат, так как они взаимопогашаются.

В обобщенном виде предлагаемая методика показана на представленной ниже блок-схеме (рис. 1). Ее практическое применение покажем на примере отработки пл. I₁ ш/у "Луганское" ГП Луганскуголь.

Менее половины общей площади пласта, залегающего в пределах шахтного поля ш/у "Луганское" (выше изогипс -410 и -500), уже отработано (рис. 2). Оставшаяся для доработки часть пласта достаточно детально разведана с помощью разведочных скважин стандартной плотности (всего 86 скважин). По каждой из них авторами соб-

раны фактические данные о составе, строении, физико-механических характеристиках боковых пород и геологическом прогнозе их поведения в будущих горных выработках. Анализ полученных данных показал, что они недостаточно конкретны

и по ним сложно судить о пространственно-зональном расположении тех или иных категорий обрушаемости, устойчивости пород, образования и мощности ложной кровли, др. геомеханическим показателям.

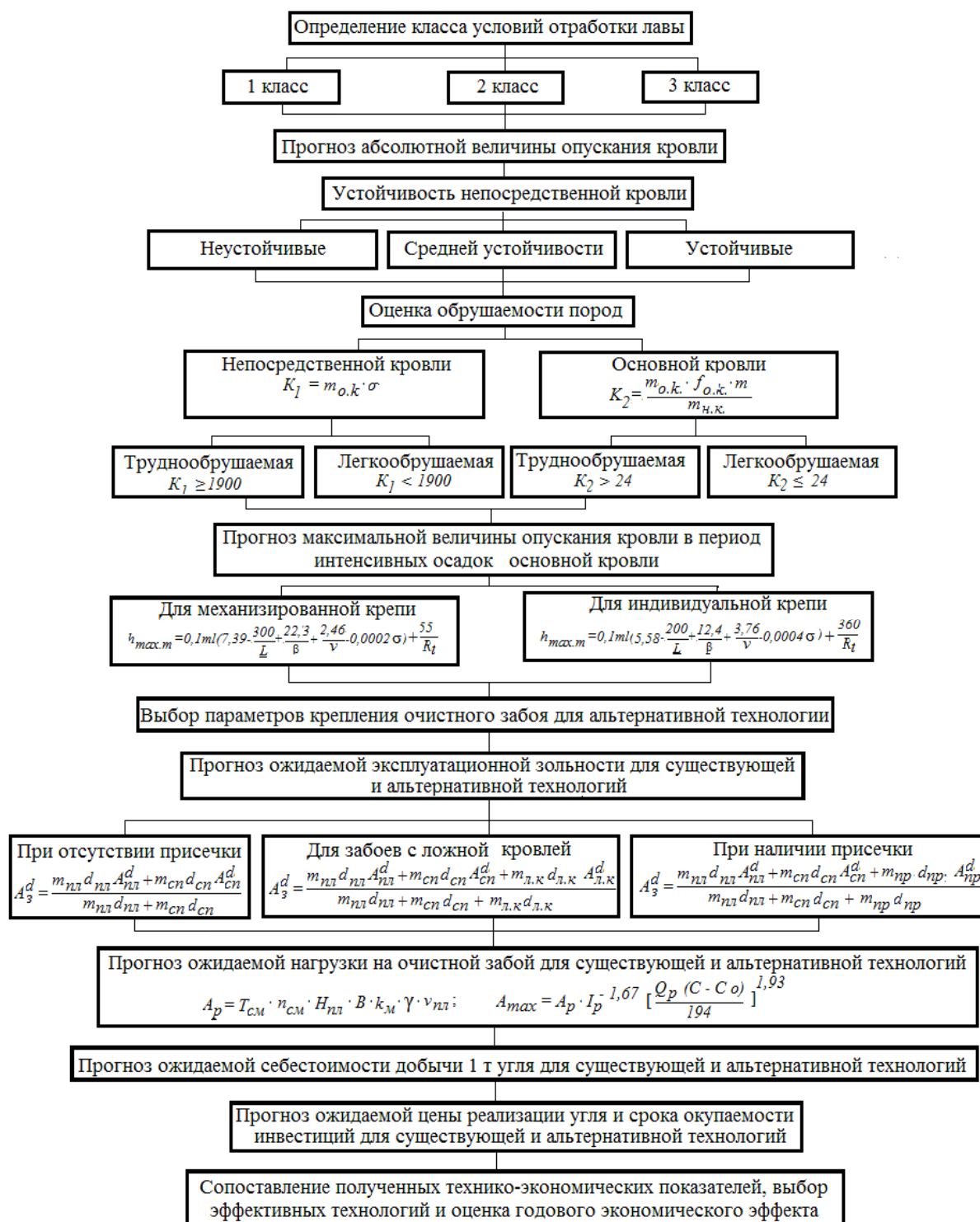


Рисунок 1 – Методика обоснования эффективных технологий

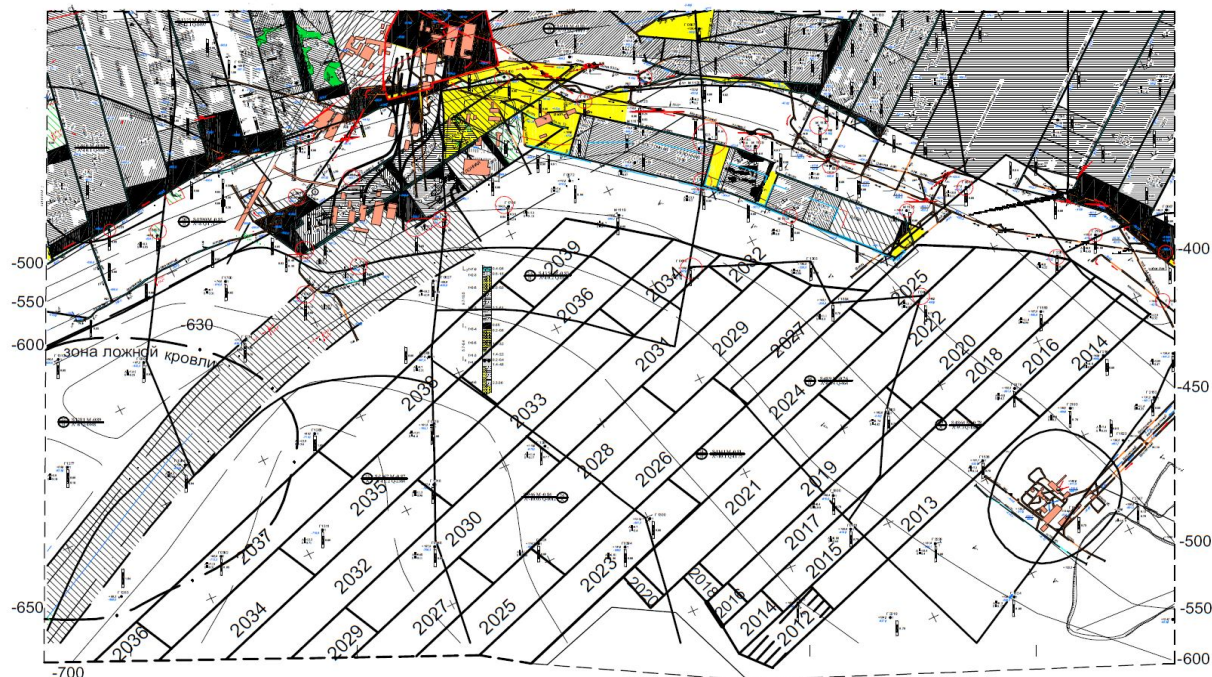


Рисунок 2 – Совмещенный план отработки пласта I_1 и развития горных работ до 2040 г.

Так, например, при наличии ложной кровли в лаве в одних случаях (при весьма малой ее мощности) ее целесообразно присекаать в процессе выемки угля и она не будет существенно осложнять его доставку. В других случаях ее можно подхватить, применив соответствующую схему передвижения крепи (например, с резервированием шага задвижки). Наиболее же неблагоприятна ситуация, когда подхватить ложную кровлю невозможно. Именно в этом случае она существенно осложняет добычу. Поэтому участки пласта, на которых наиболее вероятно появление ложной кровли, необходимо выявлять заранее по результатам ее прогнозной оценки. Данные об ожидаемой величине средних абсолютных и максимальных опусканий кровли, часто оказывающих решающее влияние на выбор очистного оборудования и вида применяемой технологии, в геологических отчетах вообще отсутствуют. Не содержится в них и сведений об ожидаемых технико-экономических показателях, являющихся функцией большой пространственной изменчивости (колеблемости) геологических факторов.

На рисунке 3 в качестве примера показана колеблемость рабочей мощности пл. I_1 на разведанной площади. Из него видно, что она изменяется почти в 2,2 раза

(от 0,55 до 1,2 м). Учитывая наличие тесных прямых и обратных корреляционных связей этого фактора с другими показателями, в том числе и технико-экономическими (например, нагрузкой на очистной забой), следует ожидать и их весьма значительную колеблемость. В случае же с нагрузкой на очистной забой говорить о стабильной работе очистного забоя уже не приходится.

С учетом изложенного выше для всесторонней оценки геомеханических условий отработки пласта по геологоразведочным данным, являющейся первым этапом предлагаемой методики, нами рекомендуется методика, изложенная в работе [4], достаточно широко апробированная на практике и рекомендованная б. Минуглепромом СССР в качестве нормативного документа. В части полноты номенклатуры прогнозируемых показателей и надежности прогнозов она является безальтернативной из-за отсутствия других более надежных методик.

В таблице 1 приведены фрагменты результатов прогнозирования ожидаемого поведения пород пл. I_1 по каждой из 86-ти разведочных скважин, выполненного по методике [4], в которой представлены только начало и конец процедуры прогноза.

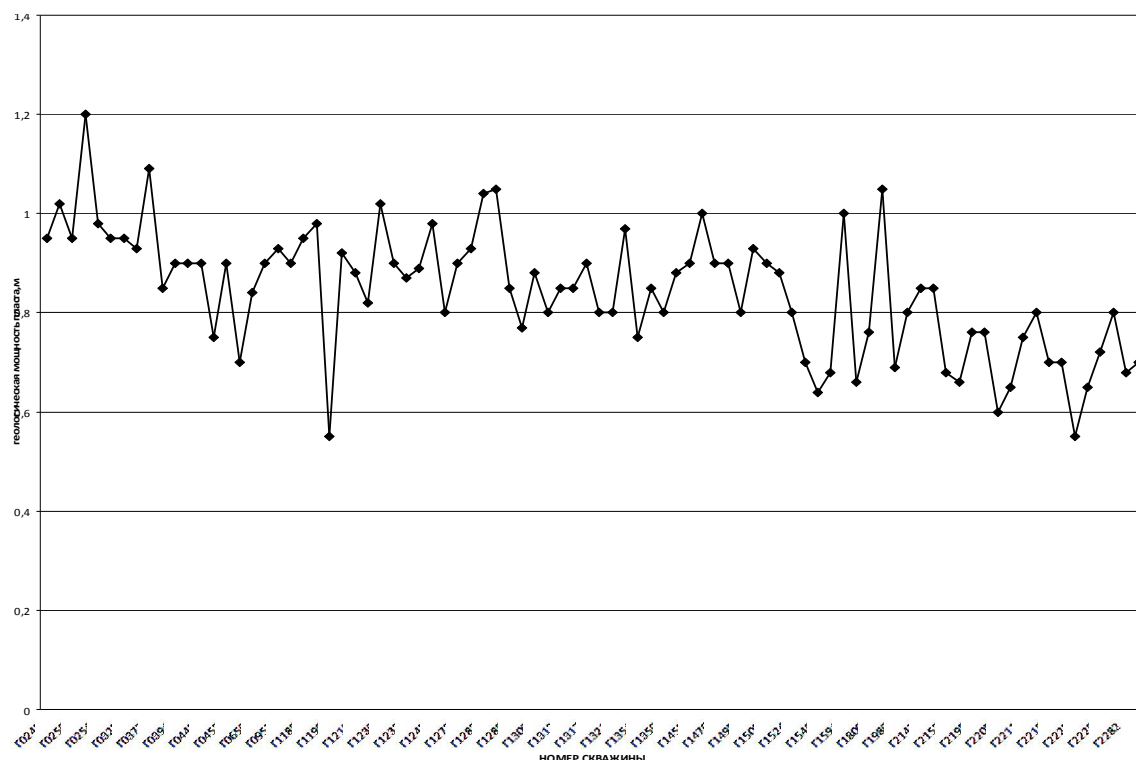


Рисунок 3 – Колебания мощности пласта по геологоразведочным данным

Таблица 1 – Фрагменты результатов прогнозирования ожидаемого поведения пород пласта l_1

№ геологической скважины	Прочность пород непосредственной кровли, МПа	Прочность пород основной кровли, МПа	Устойчивость непосредственной кровли	Обрушаемость пород непосредственной кровли	Обрушаемость пород основной кровли	Наличие ложной кровли	Ожидаемое опускание непосредственной кровли, м
Г0248	30	40	неуст.	легко обрушаемая	легко обрушаемая	не образуется	0,056
Г0249	40	50	неуст.	легко обрушаемая	легко обрушаемая	не образуется	0,059
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
Г2282	39	57	неуст.	легко обрушаемая	легко обрушаемая	не образуется	0,038
Г2283	22	49	неуст.	легко обрушаемая	легко обрушаемая	не образуется	0,043

Анализ полученных результатов показывает, что на преобладающей площади пл. l_1 кровля представлена легкообрушающимися породами. По 5-ти из 86-ти скважин установлено наличие ложной кровли. Зона с возможным ее образова-

ем указана на плане горных работ (рис. 2) в районе скважин 0399, 1270, 1283, 1285, 1312. Изменение категорий устойчивости и обрушаемости пород на разведанной площади не выявлено и потому их можно считать неизменными. Среднее значение

абсолютных величин опусканий кровли составило 0,049 м, которое в большинстве случаев не превышает запаса раздвижности крепи применяемого на шахте комплекса КД-80. Таким образом, прогнозная оценка поведения пород в очистном забое показала, что пласт l_1 залегает в относительно благоприятных условиях.

Выбор мехкомплекса КД-80 с комбайном 1К101 обоснован, исходя из опыта его применения в ш/у "Луганское". Однако данный комплекс является технически устаревшим и потому авторы рекомендуют перейти на альтернативную технологию с применением комплекса более высокого технического уровня 1МКД-90 с комбайном 1К-103М, имеющего улучшенные технические характеристики мехкрепей, комбайна, скребкового конвейера и вспомогательного оборудования. Судя по технической характеристике, которой можно пользоваться лишь в первом приближении, первый из них (КД-80) рекомендуется применять при мощности пласта 0,85-1,2 м, а второй (1МКД-90) – 0,80-1,25 м, т.е. он охватывает несколько большую пространственную изменчивость мощности пласта.

Учитывая сложности и большую стоимость замены одного оборудования другим, нами предлагается продолжить вести очистные работы комплексом КД-80 до полного исчерпания его ресурса, что по данным службы главного механика произойдет в 2013 г. в районе скважин Г1800, Г0451, Г1536 (рис. 2), и только после этого перейти на технологию ведения очистных работ комплексом 1МКД-90.

Последующие этапы предлагаемой методики предусматривают экономическую оценку принятого технологического решения по замене одной технологии другой.

Основными источниками экономической эффективности (ущерба) является при этом рост (снижение) нагрузки на очистной забой, зольности, себестоимости добываемого угля и цены его реализации.

Для оценки зольности добываемого угля с применением существующей и альтернативной технологий необходимо сначала по каждой из 86-ти скважин определить ожидаемую величину запаса гидрав-

лической раздвижности мехкрепей для комплексов КД-80 и 1МКД-90 [4], а затем ожидаемую величину производимой ими присечки, что удобно осуществлять в табличной форме (табл. 2).

Расчеты, выполненные по данным 86-ти скважин, показали, что мехкрепь КД-80 из-за малой мощности пласта (менее 0,85 м) в районе 50-ти скважин может применяться только с присечкой боковых пород, в то время как мехкрепь КД-90 по этой же причине в районе 37 скважин. По скважинам, в районе которых будет производиться присечка, необходимо оценить также ее ожидаемую величину и эксплуатационную зольность добываемого угля (рис. 1). Выполненные расчеты показали, что применение комплекса 1МКД-90 целесообразно не только по причине его более высокого технического уровня, но и потому, что оно снижает ожидаемую эксплуатационную зольность дорабатываемой части пласта на 15% за счет снижения количества присекаемых скважин на 26% и ожидаемой величины присечки пород на 54%.

Нагрузка на очистной забой оценивалась по отраслевой методике [5]. При этом по каждой из 86-ти скважин рассчитывалась нормативная нагрузка, которая проверялась затем по газовому фактору. По организационно-техническому фактору она не подсчитывалась из-за отсутствия ряда исходных данных на оцениваемой стадии.

Выполненные расчеты показали, что ожидаемая среднесуточная нагрузка на очистной забой при применении комплекса 1МКД-90 на 7% выше, чем при применении комплекса КД-80.

Перспективный план развития горных работ до 2040 г., выполненный согласно планируемой нагрузки с учетом скорости подвигания забоя, представлен на рисунке 2.

В процессе оценки себестоимости очистных работ, проводимых с применением сравниваемых технологий, учитывались следующие элементы затрат: затраты на оплату труда, единый социальный взнос, материальные расходы, стоимость электроэнергии и амортизационные отчисления.

В таблице 3 представлены результаты

расчетов ожидаемой себестоимости 1 т угля по очистному забою при применении сравниваемых технологий.

Из нее видно, что применение комплекса повышенного технического уровня приводит тем не менее к росту себестоимости добываемого угля на 2,6%, который при определенных условиях может быть компенсирован за счет других ранее указанных эффектов.

Для окончательной экономической оценки предложенной технологии ведения очистных работ по отраслевой методике определена расчетная цена [6] реализации угля, добываемого комплексами КД-80 и

1МКД-90 с учетом действующих в отрасли прецедентов цен и системы надбавок (скидок) за выпуск продукции улучшенного качества (зольности). При этом установлено, что для комплекса КД-80 она составляет 240 грн./т, а 1МКД-90 – 252 грн./т. Тогда ожидаемая годовая прибыль от реализации продукции, добываемой с применением существующей и альтернативной технологий, составит соответственно 55714365 и 62890951 грн., а ожидаемый годовой эффект от применения последней $62890951 - 55714365 = 7176586$ грн./год при сроке окупаемости инвестиций 1 год.

Таблица 2 – Фрагменты результатов прогноза ожидаемых величин запаса гидравлической раздвижности и присечки боковых пород при применении шахтной и предлагаемой технологий

№ геологической скважины	Мощность пласта, м	Ожидаемая величина опускания кровли, м	Комплекс КД-80		Комплекс 1МКД-90	
			Запас гидравлической раздвижности, м	Ожидаемая величина присечки пород, м	Запас гидравлической раздвижности, м	Ожидаемая величина присечки пород, м
Г0248	0,95	0,056	0,044	0	0,094	0
Г0249	1,02	0,059	0,112	0	0,162	0
...
Г2147	0,85	0,050	-0,050	0,050	0,050	0
...
Г2282	0,68	0,038	-0,208	0,208	-0,158	0,158
Г2283	0,70	0,043	-0,193	0,193	-0,143	0,143

Таблица 3 – Результаты расчетов ожидаемой себестоимости 1 т угля по очистному забою при применении сравниваемых технологий

Элементы затрат	Комплекс КД-80			Комплекс 1МКД-90		
	Сумма затрат за месяц, грн.	Объем работ за месяц, т	Себестоимость 1 т, грн.	Сумма затрат за месяц, грн.	Объем работ за месяц, т	Себестоимость 1 т, грн.
Затраты на оплату труда	423962,9	28088	15,09	435957,0	29890	14,58
Единый социальный взнос	210709,6		7,50	216670,6		7,24
Материальные расходы	369135,0		13,14	379345,6		12,69
Электроэнергия	151806,6		5,40	200835,0		6,71
Амортизация	943071,4		33,57	1059458,3		35,44
Итого			74,70			76,66

Таким образом, обобщая результаты изложенного, можно сделать следующие **выводы**:

- разработана методика обоснования эффективных технологий по геологоразведочным данным, отличающаяся от известных детальней дифференциацией геологических и геомеханических условий отработки угольных пластов и количественной оценкой принимаемых с ее помощью решений;
- с использованием предложенной методики доказано, что применяемая в ш/у "Луганское" технология отработки пласта I_1 не эффективна и должна быть заменена более прогрессивной с применением комплекса повышенного технического уровня 1МКД-90;
- показано, что с применением предложенной технологии количество скважин, вблизи которых будет осуществляться присечка боковых пород, снизится на 26% по сравнению с технологией, применяемой

на шахте; ожидаемая величина присечки боковых пород снизится при этом на 54%, ожидаемая эксплуатационная зольность – на 15%, а среднесуточная нагрузка на очистной забой увеличится на 7%;

- ожидаемый годовой экономический эффект от предложенной авторами альтернативной технологии несмотря на некоторый рост капитальных вложений и себестоимости добываемого угля на 2,6% превышает 7,1 млн. грн./год;

- работа рекомендуется к использованию геологической, технологической и экономической службам ш/у "Луганское" и ее руководству при составлении перспективных программ развития горных работ, разработке бизнес-планов и инвестиционных проектов, а также проектным организациям и вузам при подготовке специалистов горного профиля.

Библиографический список

1. Технологические схемы разработки пологих пластов на шахтах Украины. – Донецк: ДонУГИ, 1999. – 244 с.
2. Ходжаев Р.Ш. Оценка и учет неопределенности геолого-экономической информации при перспективном планировании и проектировании шахт / Р.Ш. Ходжаев, В.А. Ли, А.А. Руцин // Уголь. – 1984. - № 11. – С. 9-14.
3. Фрумкин Р.А. Оценка достоверности прогнозов условий разработки пластов / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окалелов // Уголь Украины. – 1983. - № 9. – С. 43-44.
4. Рекомендации по прогнозированию условий отработки лав пологих пластов Донбасса и выбору рациональных параметров их крепления / Р.А. Фрумкин, В.Н. Окалелов, М.А. Сребный и др. – Коммунарск: Ворошиловградская правда, 1980. – 63 с.
5. Нормативы нагрузки на очистные забои и скорости проведения подготовительных выработок на шахтах. – Донецк: ДонУГИ, 2007. – 39 с.
6. Кабанов А.И. Экономические методы формирования и реализации государственной научно-технической политики в угольной промышленности / А.И. Кабанов. – Донецк: ИЭП НАН Украины, 1998. – 448 с.

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

Статья поступила в редакцию 28.05.2013.

д.т.н. Фрумкін Р.А., Лемеш І.П. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

МЕТОДИКА ОБҐРУНТУВАННЯ ЕФЕКТИВНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ОЧИСНИХ РОБІТ З ГЕОЛОГОРОЗВІДУВАЛЬНИХ ДАНИХ

Наведена методика обґрунтування ефективних технологій очисних робіт за даними геологічної розвідки, яка розглянута на прикладі відробки пл. I₁ ш/у "Луганське" ДП Луганськвугілля.

Ключові слова: *технологія очисних робіт, вугільні пласти, змінення умов відробки пластів, ефективність.*

Frumkin R. A, Lemesh I.P. *(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)*

TECHNIQUE OF A SUBSTANTIATION OF EFFECTIVE TECHNOLOGIES OF CLEARING WORKS UNDER THE PROSPECTING DATA

The technique of a substantiation of effective technologies of clearing works under the prospecting data, considered on an example of working off of square I₁ mine administration "Lugansk" GP Luganskugol is stated.

Key words: *technology of clearing works, coal layers, variability of conditions of working off of layers, efficiency.*

*д.т.н. Клишин Н.К.,
к.т.н. Касьян С.И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОБОСНОВАНИЕ СТРУКТУРЫ МОДЕЛИ ТОЛЩИ ПОРОД В ЗОНЕ ВЛИЯНИЯ ЛАВЫ ПРИ КОМПЬЮТЕРНОМ МОДЕЛИРОВАНИИ

Обоснована сложная структура модели толщи пород в зоне влияния лавы при компьютерном моделировании для условий Донецкого бассейна.

Ключевые слова: структура угленородной толщи, компьютерное моделирование, очистная выработка.

Проблема и связь ее с научными и практическими задачами.

Под влиянием разработки угольных пластов длинными очистными забоями в сдвигение приходят огромные массы пород вплоть до земной поверхности. Три объекта исследования: лава, подготовительные выработки ее обслуживающие, земная поверхность являются основными, в окрестности которых происходят изменения напряжений, деформаций, смещений. Эти проявления горного давления влияют на состояние кровли в лавах, на устойчивость подготовительных выработок, зданий и сооружений на поверхности, что актуально для производства.

Для расчета параметров проявлений горного давления в настоящее время широко применяют метод конечных элементов (МКЭ), одним из достоинств которого является возможность учета реального строения массива, их свойств. Точность расчета зависит от размеров модели, учета механизма сдвижения пород при отработке длинными очистными забоями, а трудоемкость определяется количеством моделей, при максимальном охвате условий залегания угольных пластов Донбасса.

Известное решение проблемы для условий Западного Донбасса на основании изучения свойств и структуры массивов горных пород пригодно для подготовительных выработок, для которых разработаны три схемы структуры углевмещающей толщи пород вокруг одиночных пластовых выработок [1]. В них учтены мощ-

ности слоев в кровле и в почве пласта, их прочности и силы сцепления между слоями по плоскостям напластования. Методом конечных элементов решены задачи исследования напряжений вокруг выработки. Размеры этих схем в кровле и почве пластов по 18 м, что практически совпадает с 20 м толщами по стандарту [2].

В формировании напряженно-деформированного состояния массива принимает участие вся толща пород, структура массива которого различна от пласта и до земной поверхности, от забоя до места уплотнения обрушенных пород в выработанном пространстве. Таким образом, решение для отдельного участка массива в окрестности подготовительной выработки пригодно для массива, не испытывающего влияния очистной выработки [1], и поэтому необходимы исследования для условий Донбасса в зоне влияния лавы.

Постановка задачи. Задачей настоящей работы является обоснование структуры модели толщи пород в зоне влияния лавы.

Задачи - обосновать структуры моделей толщи пород для: одиночной подготовительной выработки и лавы в области призабойного пространства; выработанного пространства; всей толщи пород от пласта до земной поверхности.

Изложение материала и его результаты. Первая задача решена на основании классификации боковых пород угольных пластов ДонУГИ [3] и кадастра [4]. Так, кровля угольных пластов представлена тремя схемами.

1. Над пластом расположены легкообрушающиеся породы мощностью 5 - 8 мощностей пласта, с пределом прочности на сжатие пород менее 40 МПа (категория А₁ по обрушаемости), выше слой более прочной породы (алевролит, песчаник).

2. Над пластом расположен слой легкообрушающиеся пород мощностью до 5 мощностей пласта, выше слой песчаника, алевролита прочность которых от 40 до 60 МПа (категория А₂).

3. Непосредственно над пластом расположен песчаник, предел прочности на сжатие которого 60 - 100 МПа.

Для обоснования структур почв угольных пластов проанализированы данные, представленные в «Кадастре ... [4]. Установлено, что непосредственная почва представлена аргиллитом (30%), алевролитом (60 %), песчаником (10 %).

Для 51 шахтопласта второй слой почвы представлен аргиллитом (30%), алевролитом (20%), песчаником (50%). На пяти шахтопластах кровля и почва представлены песчаниками.

По устойчивости верхнего слоя почвы разделены на 3 категории: П₁ (35%); П₂ (42%); П₃ (23%).

Разработанные схемы структуры массива показаны на рисунке 1. Размеры массивов по 20 м в кровле и в почве пласта. Распространение схем на шахтопластах: 1 - 13%; 2 - 65%; 3 - 22%.

Таким образом, для Донецкого бассейна три структуры массива, приведенные на рисунке 1, пригодны для одиночных выработок, которые не подвержены влиянию очистного забоя.

Структура пород в окрестности лавы существенно отличается от структуры пород в окрестности подготовительных выработок, так как необходимо учитывать всю толщу пород до земной поверхности и изменения, вызванные выемкой угля, обрушением пород в выработанном пространстве, взаимодействие зависших пород с обрушенными в выработанном пространстве.

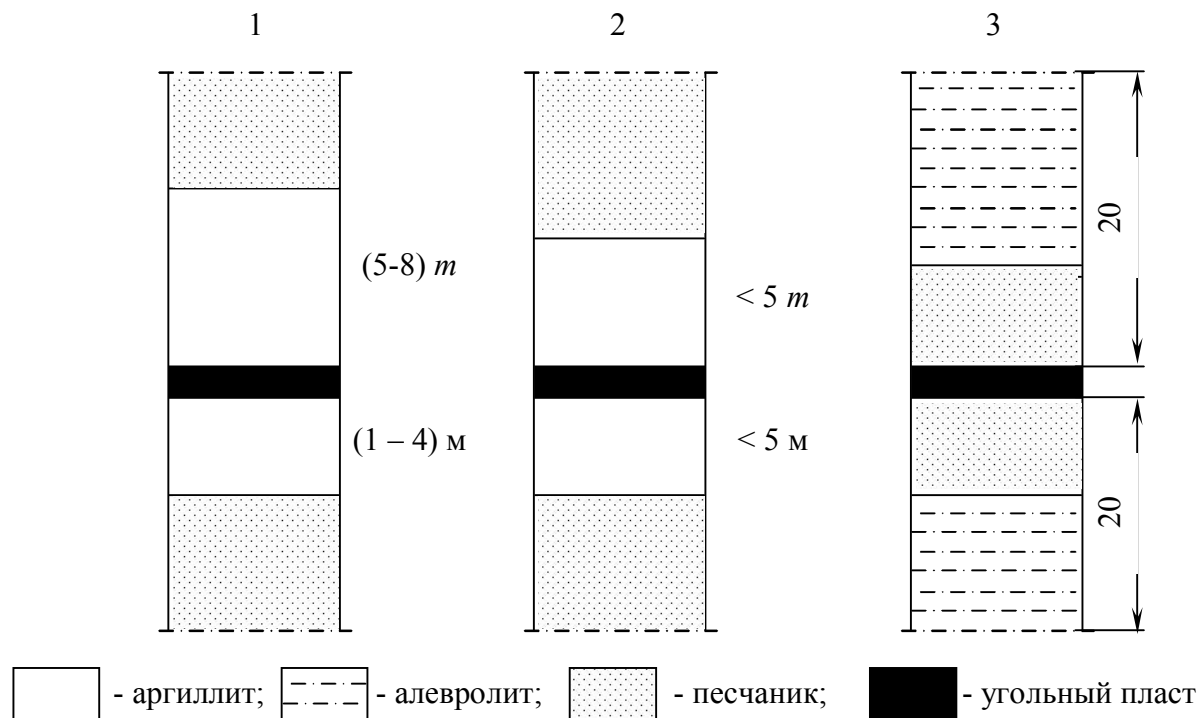


Рисунок 1 – Структурные схемы углевмещающего массива для пологих пластов Донбасса

Для ответа на вопрос как предоставить структуру модели толщи пород, определяющую оседание, деформацию, наклоны земной поверхности при отработке пласта лавами, рассмотрим классификацию угольных бассейнов, месторождений. Основной классификационный признак разделения на группы - средневзвешенный коэффициент крепости всей толщи пород (f_{cp}), дополнительные критерии для условий Донбасса – марка угля и процентное содержание в толще песчаников, известняков (С) [5]. Классификация приведена в таблице 1.

Главная проблема – как учесть свойства десятков слоев пород от пласта до земной поверхности.

Решены 5 объемных задач МКЭ: для групп: 1 – VI, 2 – VII, 3 – VIII; 4 – усредненных свойств пород без учета групп; 5 – детальный учет свойств отдельных слоев. Для 5-й задачи свойства отдельных слоев: мощность, прочность пород взяты по данным разведочной скважины в условиях ш/у Луганское.

От угольного пласта до земной поверхности массив сложен 59 слоями пород, в том числе: аргиллитами - 17 слоев, алевролитами - 14, известняками - 10, песчаниками - 11, пропластками угля - 6, мергелем -

1 слой от земной поверхности. Суммарная мощность прочных пород 100 м, что составляет 15%. Марки угля „ДГ” и „Г”.

Размеры объемных моделей 1100 x 1000 x 1145 м; мощность толщи над пластом 665 м. Модель включала рабочую лаву длиной 200 м, выше которой по восстановлению расположено выработанное пространство второй 200 метровой лавы, ниже – массив угля.

Анализировали напряжение в передней и в боковой зоне опорного давления по линиям А - А, Б - Б, В - В, Г – Г, показанным на рисунке 2.

В таблице 2 приведены сведения о максимальных напряжениях в угольном пласте.

Согласно таблице 2 максимальные напряжения впереди лавы с увеличением прочности от 40 МПа до 70 МПа уменьшаются на 0,8 – 1,6 % в зависимости от расстояния до конвейерного штрека; в боковой зоне опорного давления - от 0,4 до 0,6 %. При задании усредненных значений по сравнению с детализированными наибольшая разница (1,8 %) для средней части лавы (линия В – В).

Распределение напряжений в угольном пласте впереди лавы показано на рисунке 3 только для 1-й задачи.

Таблица 1 – Классификация пород Донбасса

Группа	Коэффициент крепости, f_{cp}	Бассейн
VI	4	Донбасс, марки угля Д, Г (С <30%)
VII	5	Донбасс, марки угля Д, Г (С >30%), марки угля Ж, К, ОС, Т, А (С <30%)
VIII	7	Донбасс, марки угля Ж, К, ОС, Т, А (С >30%)

Таблица 2 – Сравнение максимальных напряжений в угольном пласте

Линии разреза	Относительные максимальные напряжения				
	1	2	3	4	5
А - А	100,3	100,1	99,5	99,7	100
Б - Б	101,3	101,1	100,5	100,7	100
В - В	103	102,6	101,4	101,8	100
Г - Г	102,8	102,6	102,2	102,3	100

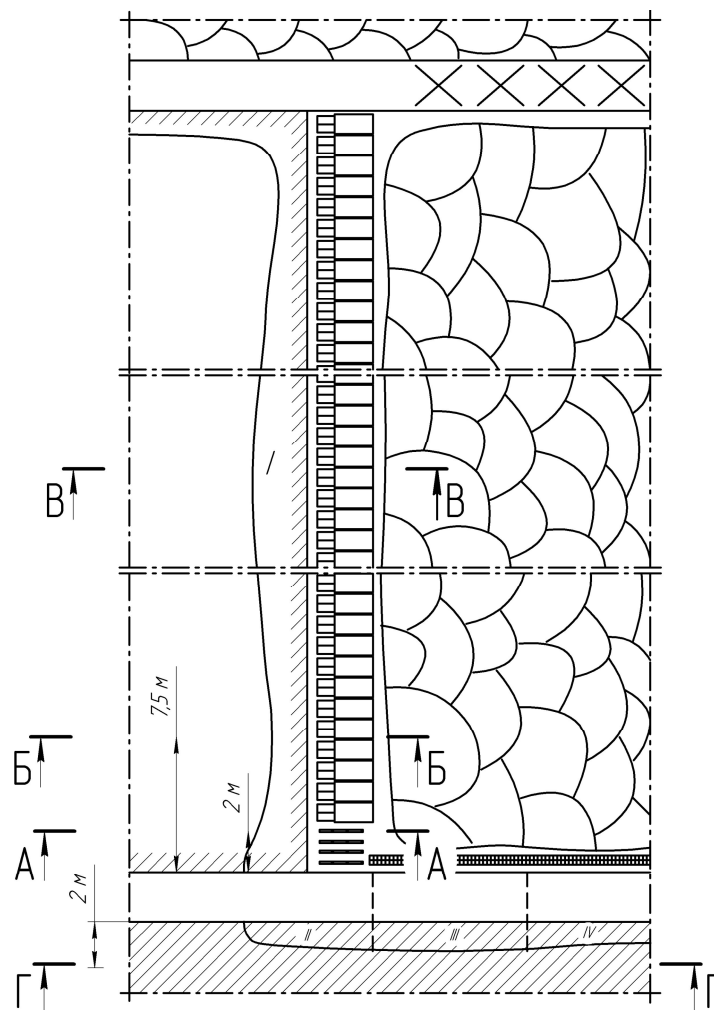


Рисунок 2 – Распределение опорного давления в окрестности лавы

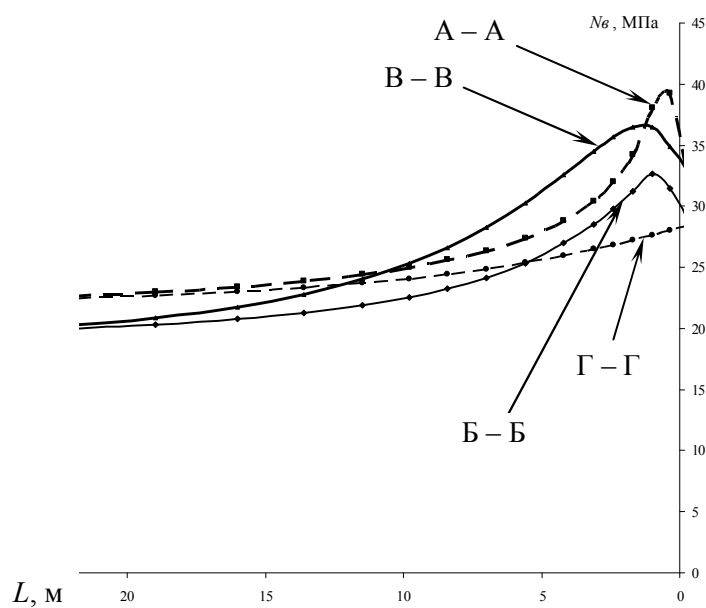


Рисунок 3 – Распределение напряжений в массиве впереди лавы

Наибольшие напряжения (40 МПа) получены на расстоянии 2 м от выработки (А – А), затем наблюдался их спад на расстоянии 7,5 м (Б – Б), в средней части лавы напряжения – 37 МПа; минимальные в боковой зоне (Г – Г).

На расстоянии 40 м впереди лавы напряжения уменьшились практически до гидростатических, а на расстоянии 20 м они на 15 % больше.

Относительное оседание земной поверхности составило при решении задач: 1 – 116,9 %; 2 – 114,1 %; 3 – 105,4 %; 4 – 115,7 %; 5 – 100 %.

На основании полученных данных при решении пяти задач установлено:

- максимальные напряжения в массиве пород практически не зависят от его прочности, а определяются весом зависших над выработанным пространством породы с учетом опоры на породы, которые передали свой вес на почву пласта в выработанном пространстве;

- сдвигание земной поверхности зависит от прочности толщи пород; наибольшее при слабых породах, т.е. V группы массива пород в Донбассе.

Методический подход определения структуры и свойств пород в выработанном пространстве изложен в работе С.Н. Комиссарова [6].

В выработанном пространстве структура при полном обрушении кровли представлена разрушенными породами, которые уплотняются на расстоянии 80 – 100 м за лавой. Модуль деформации этих пород изменяется от $0,755 \cdot 10^3$ МПа сразу после обрушения до $3,347 \cdot 10^3$ МПа после уплотнения и зависит от глубины разработки, коэффициента разрыхления и мощности угольного пласта. Коэффициент Пуассона для обрушенных пород принимают равным нулю.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Обоснована сложная структура массива в окрестности лавы, содержащая структуру массива вне зоны влияния лавы, всей массы пород от пласта до земной поверхности и пород в выработанном пространстве.

Направления дальнейших исследований: обоснование размеров объемной модели, учет горно-геологических и горнотехнических свойств отработки пластов Донбасса при отработке моделей.

Библиографический список

1. В.И. Бондаренко. Компьютерное моделирование напряженно-деформированного состояния мелкослоистого породного массива вокруг пластовой выработки. Книга 1. Допредельное деформирование системы «порода-крепь». Монография / Бондаренко В.И., Ковалеская И.А., Симанович Г.А., Фомичев В.В. – Днепропетровск: «Системні технології», 2006. – 172 с.
2. Підготовчі виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони. СОУ 10.1.00185790.011: 2007. Мінвуглепром України. – К.: 2007. – 113 с.
3. Управление кровлей и крепление в очистных забоях на угольных пластах с углом падения до 35°. Руководство КД 12.01.01.503 – 2001. – К.: – 141 с.
4. Кадастр угольных пластов, предусмотренных к отработке шахтами и разрезами Госуглепрома Украины с характеристикой горно-геологических, горнотехнических условий и показателей качества угля. – Донецк: ДонУГИ. – 125 с.
5. Петухов И.М. Теория защитных пластов / И.М. Петухов, А.М. Линьков, В.С. Сидоров, И.А. Фельдман. – М.: «Недра», 1976. – 224 с.
6. Комиссаров С.Н. Управление массивом горных пород вокруг очистных выработок. – М.: Недра, 1983. – 237 с.

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

Статья поступила в редакцию 13.06.13.

д.т.н. Клішин М.К., к.т.н. Касьян С.І. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ОБГРУНТУВАННЯ СТРУКТУРИ МОДЕЛІ ТОВЩІ ПОРІД В ЗОНІ ВПЛИВУ ЛАВИ ПРИ КОМП'ЮТЕРНОМУ МОДЕЛЮВАННЮ

Обгрунтована складна споруда моделі товщі порід у зоні впливу лави при комп'ютерному моделюванні в умовах Донецького басейну.

Ключові слова: споруда вуглепородної товщі, комп'ютерне моделювання виїмкова виробка.

Klishin N.K., Kasyan S.I. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

RATIONALE FOR THE STRUCTURE OF THE MODEL LAYER OF ROCKS WITHIN THE LONGWALL FACES BY COMPUTER SIMULATION

Proved a complex structure of the model of the earth formation in the zone of influence of lava in computer simulation for the conditions of the Donets Basin.

Key words: structure of the coal mass thickness, computer simulation, making wastewater treatment.

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

АЛГОРИТМ ОЦЕНКИ СЛОЖНОСТИ УСЛОВИЙ ЗАЛЕГАНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

Изложена методика обоснования очередности отработки угольных пластов в зависимости от сложности условий их залегания.

Ключевые слова: угольные пласты, сложность условий залегания.

Технико-экономические показатели работы угольных шахт в значительной мере зависят от степени благоприятности условий залегания угольных пластов [1-3]. Поскольку эти условия могут существенно изменяться по площади пластов, становится вполне очевидной необходимость выделения разнородных по сложности условий залегания их участков.

До настоящего времени данная задача решалась с учетом только количественных факторов путем оценки однородности их значений [4], а влияние качественных факторов либо не учитывалось вообще, либо с помощью методов экспертных оценок [5]. Кроме этого следует отметить, что при оценке месторождений, как правило, не моделировались ситуации возникающие при разной очередности отработки неоднородных участков угольных пластов.

С учетом изложенного была поставлена цель – разработать алгоритм оценки сложности условий залегания угольных пластов. При этом были сформулированы и решены следующие научно-технические задачи: обосновать общий методический подход к выявлению участков угольных пластов с разной степенью сложности их залегания, и разработать методику оценки влияния на технико-экономические показатели работы шахт разных вариантов очередности включения в отработку неоднородных по сложности участков угольных пластов.

Разработанный алгоритм решения поставленных задач представлен на рисунке 1.

На первом этапе его реализации предусматривается формирование исходного

массива геологических данных по каждой разведочной скважине. Перечень факторов, по которым фиксируется необходимая информация, задается разработанными распознающими системами для прогноза состояния углевмещающих пород, обводненности лав, показателей качества угля и технико-экономических показателей работы очистных забоев и шахт. Часть факторов определяется по предложенной авторами работы [6] методике прогноза относительной газоносности угольных пластов.

На втором этапе с помощью этих систем устанавливаются прогрессивные признаки качественных и количественных технологических факторов, применение которых в заданных условиях способствуют улучшению технико-экономических показателей работы лав и шахт, состояния пород и улучшению показателей качества добываемого угля. При установлении этих признаков следует обращать внимание на знаки и абсолютные величины прогностических коэффициентов. Сформированный подобным образом массив исходных данных упорядочивают в соответствии с расположением скважин в разведочных профилях и самих профилей в пределах шахтопласта с учетом рекомендаций [4].

На третьем этапе осуществляют прогноз показателей состояния пород, обводненности, относительной метанообильности лав и эксплуатационной зольности угля, используя для этих целей соответствующие распознающие системы и регрессионные модели. В процессе прогнозирования осуществляют проверку целесообразности учета ошибок исходных данных.

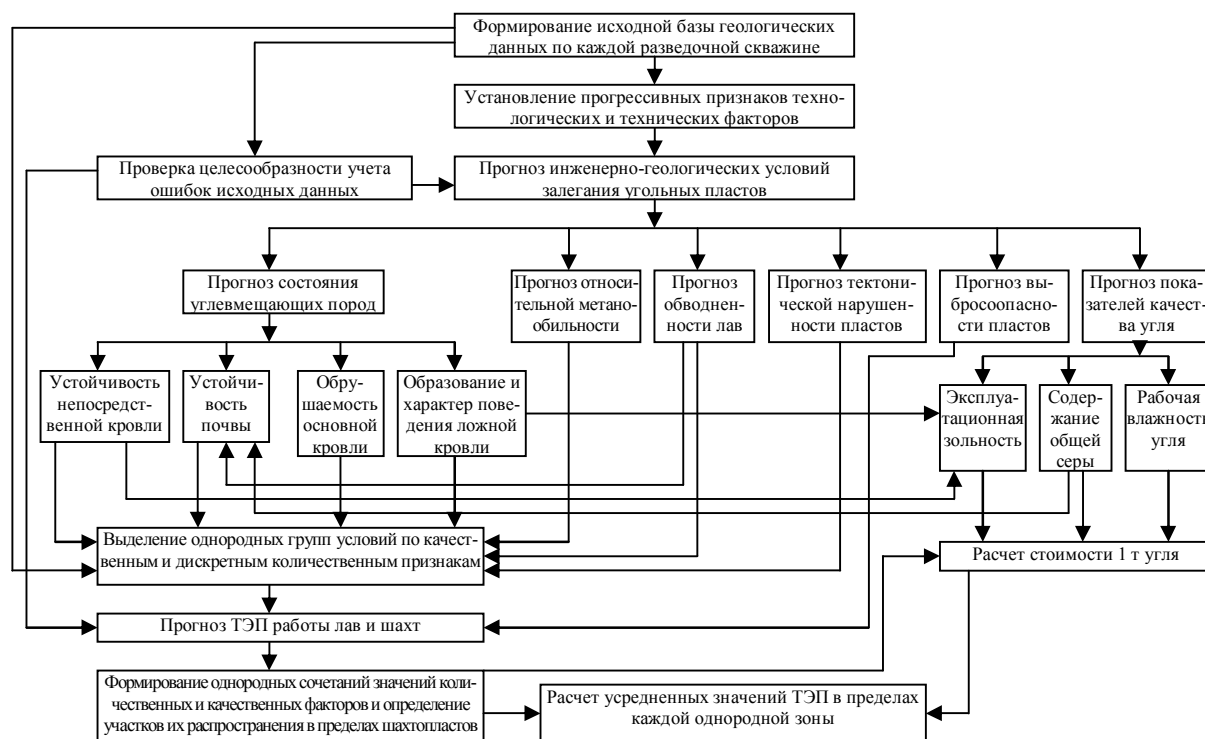


Рисунок 1 – Укрупненный алгоритм оценки степени сложности условий залегания угольных пластов

В тех случаях, когда она подтверждена, принимают к дальнейшему анализу показатели, спрогнозированные с учетом возможных ошибок. Прогноз тектонической нарушенности осуществляется по разработанной регрессионной модели путем расчета частоты встречи малоамплитудных дизъюнктивных нарушений на заданном расстоянии от линии простираения плоскости сместителя крупного разрыва. Содержание общей серы и рабочей влажности определяется по геологоразведочным данным с учетом установленных их отклонений от фактических данных.

На четвертом этапе по результатам прогнозов выделяют однородные группы условий по качественным и дискретным количественным признакам, после чего определяются прогнозные значения среднесуточной нагрузки на лаву, участковой и общешахтной себестоимости по данным каждой скважины, входящей в соответствующую группу условий.

Пятый этап предусматривает уточнение степени однородности условий с учетом

результатов прогноза ТЭП работы лав и шахты. В результате устанавливается возможность или невозможность объединения разнородных групп условий, выделенных на предыдущем этапе. После этого определяется вероятность встречи в процессе ведения горных работ различных по степени благоприятности участков угольных пластов в пределах шахтного поля, которая корректируется с учетом надежности разработанных распознающих систем. По результатам такой корректировки окончательно устанавливается вероятность благоприятных условий ведения горных работ.

На завершающем шестом этапе для каждого однородного участка рассчитываются обобщенные статистические характеристики ТЭП (средняя арифметическая и среднее квадратическое отклонение) и стоимость 1 т угля. Эти данные используются в дальнейшем для оценки перспективности месторождения в целом и выбора оптимальной очередности вовлечения в отработку различных по степени сложности участков.

Методика решения последней задачи нуждается в специальном пояснении.

Анализ предложенной макроэкономической модели оценки месторождений показывает [8], что по своей структуре она является аддитивной, т.е. обладает свойством, характерным для всех экономико-математических моделей, в соответствии с которым конечный результат моделирования не должен зависеть от различной последовательности отработки месторождения, поскольку он определяется путем суммирования прибыли за весь период освоения запасов.

Проверим данное предположение на условном примере. Допустим, необходимо выполнить оценку одиночного угольного пласта, для которого вероятность ведения горных работ в благоприятных условиях равна 0,6, а в неблагоприятных – 0,4. Цена 1 т угля для первого участка равна 300 грн./т, а для второго – 250 грн./т. Промышленные запасы по пласту составляют 50 млн. т. Годовая производственная мощность шахты равна 1,2 млн./т. Среднемесячная добыча угля с первого участка составляет 60000 т, а со второго – 40000 т. Участковая себестоимость при данных объемах добычи, рассчитанная по формуле (1) с учетом корректирующих коэффициентов, по состоянию на 2002 г. составит 6 и 8 грн./т соответственно.

$$C_{уч} = \frac{2786}{A_{м}^{0,65}} \cdot K_{и} \quad (1)$$

где $A_{м}$ – среднемесячная добыча угля из очистного забоя, т/мес.;

$K_{и}$ – коэффициент индексации.

Возможны три варианта очередности отработки пласта. Первый предусматривает первоочередную отработку благоприятного участка, а затем неблагоприятного. Второй – противоположный порядок их отработки и третий – одновременную отработку двух участков.

Среднегодовое количество лав для первого варианта составит 1,66, для второго 2,5 и для третьего 2.

Доля общешахтной себестоимости,

рассчитанная по формуле (2) с учетом корректирующих коэффициентов, будет равна для первого варианта 121 грн./т, для второго 146 грн./т и для третьего 129 грн./т. Общешахтная себестоимость при отработке только благоприятного участка составит – 127 грн./т, только неблагоприятного 154 грн./т и при совместной отработке двух участков 135 и 137 грн./т (благоприятный и неблагоприятный участки).

$$\Delta C_{и} = \frac{68n_{л} - 4n_{л}^2 - 42e^{-0,05q}}{A_{и.м}^{0,234}} + \frac{6F_i + 0,002 \sum l - 81}{A_{и.м}^{0,234}}, \quad (2)$$

где $n_{л}$ – количество действующих лав;

q – относительная метанообильность разрабатываемых пластов, м³/т;

$A_{и.м}$ – месячная шахтная добыча угля, т/мес.;

F_i – параметр, учитывающий вид основного подземного транспорта (для электровозного и комбинированного F_i равно 20, для конвейерного $F_i = 17$);

$\sum l$ – общая протяженность горных выработок.

С учетом полученных данных первоначальная отработка только благоприятного участка позволит получить доход в размере $0,6 \cdot (300 - 127) \cdot 50 = 5190$ млн. грн. При отработке только неблагоприятного участка $0,4 \cdot (250 - 154) \cdot 50 = 1920$ млн. грн. Суммарный доход составит 7110 млн. грн. и он не изменится с изменением очередности отработки участков пластов. Если же одновременно разрабатываются два участка, то суммарный доход составит $[0,6 \cdot (300 - 135) + 0,4 \cdot (250 - 137)] \cdot 50 = 7210$ млн. грн. Он оказался несколько выше предыдущего результата. Различие объясняется, прежде всего, разным количеством лав, необходимых для обеспечения месячной добычи по шахте при разработке разных по степени благоприятности участков в рассмотренных вариантах. В то же время оно невелико и находится в пределах точности расчетов.

Низкая чувствительность общешахтной себестоимости к повышению участковой на сложных участках отмечена в работе [3]. Такая ситуация объясняется небольшим удельным весом добычи со сложных участков, а также большой долей затрат на функционирование общешахтных технологических звеньев.

Смоделируем ситуацию, когда добыча на сложных участках в несколько раз меньше чем на благоприятных и составляет, например, 5000 т/мес. В этом случае участковая себестоимость может достигнуть 34 грн./т. Такая низкая добыча может привести к увеличению количества лав для обеспечения месячной добычи 100000 т при совместной отработке благоприятных и неблагоприятных участков до 9, а только неблагоприятных – до 20-и. Последний вариант не реален. Поэтому более вероятно снижение среднемесячной добычи по шахте более чем в два раза. При таком сценарии развития горных работ доля общешахтной себестоимости при совместной

отработке двух участков составит не менее 203 грн./т, а для сложного участка не менее 260 грн./т.

Доход от отработки только благоприятного участка составляет, как и в предыдущем случае, 5190 млн. грн. При совместной отработке двух участков $[0,6 \cdot (300-209) + 0,4 \cdot (250-237)] \cdot 50 = 2990$ млн. грн., а при отработке только неблагоприятного участка будет получен ущерб в размере $0,4 \cdot (250-294) \cdot 50 = -880$ млн. грн. Отсюда следует, что при последовательной отработке двух участков суммарный доход составит 4310 млн. грн. и он уже будет больше дохода от совместной отработки этих участков.

Полученные результаты показывают, что, моделируя очередность отработки разных по степени сложности участков, можно найти ее оптимальный вариант в зависимости от соотношения участковой себестоимости, ее общешахтной доли, нагрузки на шахту и лавы, их количества и общей протяженности горных выработок.

Библиографический список

1. Астахов А.С. Экономика и менеджмент горного производства: в 2 кн. / А.С. Астахов, Г.Л. Краснянский. – М.: Изд-во Академии горных наук, 2002. – Кн. 1: Основы экономики горного производства. – 367 с.
2. Бурчаков А.С. Проектирование шахт / А.С. Бурчаков, А.С. Малкин, М.И. Устинов. – М.: Недра, 1985. – 399 с.
3. Воспроизводство шахтного фонда и инвестиционные процессы в угольной промышленности Украины / Г.Г. Пивняк, А.И. Амоша, Ю.П. Яценко и др. – К.: Наукова думка, 2004. – 311 с.
4. Способы вскрытия, подготовки и системы разработки шахтных полей / Б.Ф. Братченко, М.И. Устинов, Л.Н. Гапанович и др. – М.: Недра, 1985. – 494 с.
5. Окалелов В.Н. Методы оценки угольных месторождений / В.Н. Окалелов // Збірник наукових праць: школа підземної розробки. – Дніпропетровськ: НГУ, 2007. – С. 256-262.
6. Смирнов Б.В. Вероятностные методы прогнозирования в инженерной геологии / Б.В. Смирнов. – М.: Недра, 1983. – 134 с.
7. Окалелов В.Н. Методика прогнозирования распространения малоамплитудных дизъюнктивных нарушений в окрестности крупных тектонических разрывов / В.Н. Окалелов, Л.Е. Подлипенская, Е.Ф. Шкурский // Уголь Украины. – 2004. – № 3. – С. 36-37.
8. Окалелов В.Н. Методика определения сравнительной ценности и очередности освоения участков угольных месторождений / В.Н. Окалелов, Р.А. Фрумкин // Уголь Украины. – 1988. – № 11. – С. 27-29.

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

Статья поступила в редакцию 20.06.2013.

д.т.н. Окаєлов В.М. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

АЛГОРИТМ ОЦІНКИ СКЛАДНОСТІ УМОВ ЗАЛЯГАННЯ ВУГІЛЬНИХ ПЛАСТІВ

Викладена методика обґрунтування черговості відробки вугільних пластів в залежності від складності умов їх залягання.

Ключові слова: вугільні пласти, складність умов залягання.

Okalelov V.M. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

ALGORITHM FOR ESTIMATING THE COMPLEXITY OF THE CONDITIONS OF STRATIFICATION OF COAL SEAMS

Method study of priority development of coal seams, depending on the complexity of the conditions of their stratification.

Key words: coal seams, the complexity of the conditions of stratification.

д.т.н. Должиков П.Н.,
к.т.н. Семирягин С.В.,
Фурдей П.Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ШЛАКОГЛИНИСТЫХ ТАМПОНАЖНО-ЗАКЛАДОЧНЫХ СУСПЕНЗИЙ ДЛЯ ЛИКВИДАЦИИ ПОДЗЕМНЫХ ПУСТОТ

На основании аналитических и экспериментальных исследований по кинетике твердения шлакоглинистых суспензий разработана методика расчета рецептуры и структурно-механических параметров этих суспензий для условий ликвидации подземных пустот, приведена общая технологическая схема.

Ключевые слова: шлаки, суспензия, кинетика твердения, методика, технологическая схема, рецептура.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Бурное развитие добычи полезных ископаемых подземным способом привело к образованию многомиллионных техногенных пустот. В результате активизации деформационного процесса в породном массиве в последнее время поверхность земли затопливается и проваливается. Поэтому остро стоит вопрос ликвидации пустот ресурсосберегающими смесями. Здесь приоритетное значение имеют шлаковые отходы, поскольку решается двоякая задача – заполнение пустот и утилизация отходов.

На сегодняшний день известны многие технологии закладки и тампонажа пустот [1, 2]. Применение закладочных суспензий на основе шлаков отличается высокой экономичностью благодаря вяжущим свойствам молотых шлаков, хорошими технологическими характеристиками и решением экологической проблемы по охране окружающей среды. Однако шлаковые суспензии относятся к нетрадиционному базовому сырью. Поэтому на базе основных закономерностей структурообразования шлакоглинистых растворов необходимо разработать принципиальные положения по расчету рецептуры и свойств закладочных суспензий.

В основу теории структурирования тампонажно-закладочных суспензий положены физико-механические закономер-

ности твердения дисперсных глинистых систем [3]. Известно, что пластическая прочность дисперсных систем определяется выражением:

$$P_m = P_{mH} \left(1 + \frac{\rho_T - \rho_B}{\gamma - \rho_B} \cdot \frac{V_{II}}{V} \right)^K, \quad (1)$$

где P_{mH} – начальная прочность суспензии;

ρ_B – плотность воды;

ρ_T – плотность твердой фазы суспензии;

γ – плотность суспензии;

V – общий объем суспензии;

V_{II} – объем воды поглощенный добавкой.

Следовательно, начальная прочность суспензии существенно влияет на скорость структурирования твердеющих систем, а показатель K определяется только кристаллохимическим строением твердой фазы суспензии. Поэтому пригодность шлакового сырья для тампонажно-закладочных работ определяется его способностью в дисперсном виде образовывать водные суспензии с заданной прочностью [2, 3, 4].

Цель работы – обоснование методики проектирования шлакоглинистых тампонажно-закладочных суспензий.

Изложение материала и его результаты. Будем исходить из основного положения физико-химии твердеющих тампонажных смесей: наиболее технологически эффективным является химическое и адсорбционное связывание воды. Это означает, что кинетика набора прочности определяется интенсивностью поглощения воды вяжущим компонентом и адсорбционной добавкой. Поскольку рассматриваемые шлакоглинистые системы не содержат цемента, то целесообразно влиять на процесс связывания воды высокодисперсным глинистым адсорбентом. При этом важно заметить, что адсорбирующая способность веществ, очевидно, зависит от степени помола. Следовательно схема целенаправленного выбора рецептуры шлакоглинистых суспензий следующая: в суспензию заданной консистенции необходимо ввести молотый шлак или золу уноса для получения конечной прочности, а кинетику структурирования в начальный период гидратации зададим введением водопоглощающих добавок.

Поскольку показатель K является величиной специфической, то для практических целей можно заменить его глинистой характеристикой – числом пластичности M_p . Известна эмпирическая зависимость:

$$K = \frac{30,3}{\sqrt{M_p}}, \quad (2)$$

где M_p – число пластичности в процентах, которое определяет степень пригодности шлаков.

С другой стороны, при заданной начальной прочности мерой степени пригодности служит плотность исходной суспензии, которая определяет ее технологичность (прокачиваемость, растекание и др.).

Исходя из преобладающего химического состава шлаков, они относятся к карбонатной группе веществ ($CaO + MgO = 50,61\%$), а их число пластичности не превышает 7,1, то расчетная

плотность шлакоглинистых суспензий должна составлять 1500 кг/м^3 [4]. Тогда при выборе рецептуры шлакоглинистых суспензий следует использовать систему уравнений:

$$\begin{cases} P = P \left(1 + \frac{\rho - \rho}{\gamma - \rho} \frac{V_{II}}{V} \right)^K, \\ \frac{V_{II}}{V} = \frac{V_T}{V} + \frac{V_G}{V}, \\ K = \frac{30,3}{\sqrt{M_p}}, \end{cases} \quad (3)$$

где $\frac{V_T}{V}$ – доля воды, поглощаемая тонкомолотым шлаком;

$\frac{V_G}{V}$ – доля воды, поглощаемая глинистой добавкой.

Для обоснования эффективных шлакоглинистых рецептур твердеющих закладочных смесей были проведены лабораторные исследования реологических и структурно-механических свойств шлаковых смесей. Планирование экспериментальных исследований выполнялось по методике полного факторного эксперимента и в соответствии с принципиальными положениями разработанного методического подхода.

Исследования выполнялись на основе доменных гранулированных и отвальных шлаков Алчевского металлургического комбината.

Доменные шлаки металлургического производства представляют собой кусковой материал, поэтому шлак просеивался с отбором фракций менее 2,5 см. Плотность шлака составляет $2,6 \div 2,8 \text{ г/см}^3$, насыпная плотность – $1,3 \div 1,5 \text{ г/см}^3$. Для использования в качестве вяжущего шлак измельчался в шаровой мельнице до удельной поверхности $4000 \text{ см}^2/\text{г}$.

Химический состав доменного шлака АМК приведен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав доменного шлака, %

Проба	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	MgO	MnO	FeO	TiO ₂	Si	Mn	S	Ti	ппп
Доменный шлак	39,41	45,44	7,17	5,14	0,17	0,34	0,42	0,52	0,17	1,051	0,021	1,15

Таблица 2 – Составы и свойства закладочных смесей

№ п.п.	Параметры смесей	Значения		
		1 состав	2 состав	3 состав
1	Количество шлаков, кг/м ³	800	840	820
2	Объем воды, кг/м ³	625	625	625
3	Количество бентонита, кг/м ³	10	10	20
4	Плотность базовой суспензии, кг/м ³	1435	1435	1445
5	Плотность смеси, кг/м ³	1460	1457	1490
6	Растекаемость, см	10	9	11
7	Динамическое напряжение сдвига, Па	26	28	22
8	Структурная вязкость, Па·с×10 ⁻³	62	61	54
9	Пластическая прочность на 10 сутки, кПа	41,05	310,67	419,21
10	Усадка, %	2	2	2

По гидравлическим свойствам шлак относится к твердому сорту с коэффициентом качества 1,2, а модуль основности составляет 1,25.

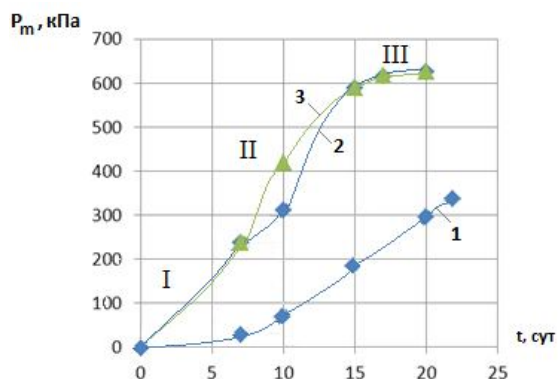
Разработка закладочных смесей на базе шлаковых отходов производилась по методикам Комплексного метода тампонажа [3]. Основными параметрами смесей являются плотность базовой суспензии, реологические свойства, начальная и конечная пластическая прочность [4]. Важной характеристикой шлаковых суспензий является их седиментационная устойчивость, что обеспечивается добавками бентонитового глинопорозка.

Рецептуры исследуемых золошлаковых тампонажно-закладочных смесей и их свойства приведены в таблице 2.

Исследования кинетики твердения закладочных смесей проводили по увеличению пластической прочности во времени. Для шлакоглинистых смесей зависимости пластической прочности от времени и состава приведены на рис. 1. Очевидно, что они подчиняются общей закономерности твердения вязкопластичных жидкостей [3].

На первой стадии (4-7 суток) идет растворение минералов, значительный рост удельной поверхности глинистой фазы; на второй стадии (7-15 суток) интенсивная гидратация с образованием коагуляционно-кристаллической структуры на основе

гидросиликатов кальция, идет резкий набор прочности; на третьей стадии идет медленная гидратация за счет диффузии связанной воды.



1 – цемент 40 кг/м³; 2 – глины 10 кг/м³; 3 – глины 20 кг/м³

Рисунок 1 – Зависимость пластической прочности закладочных смесей от времени

На графиках видно, что увеличение количества глины приводит к изменению кинетики процесса за счет активизации адсорбции воды, но не конечной прочности системы.

Анализ полученных зависимостей показал, что они удовлетворительно описываются степенными уравнениями. Например, для кривой 2 рис. 1 уравнение имеет вид:

$$P_m = -0,18t^3 + 4,86t^2 + 3,80t + 3, \quad R^2 = 0,81$$

Полученные экспериментальные результаты хорошо сопоставимы с расчетными и подтверждают положения методики проектирования параметров шлакоглинистых тампонажно-закладочных суспензий. Это означает, что для структурирования шлакоглинистых суспензий достаточ-

но введение 20 кг/м³ бентонитового порошка, при этом происходит эффективное связывание воды в объеме 28-35%, а прочность превышает 500 кПа.

В соответствии с результатами исследований и горно-техническими требованиями, по ликвидации выработок разработаны методика проектирования параметров суспензий и технологическая схема их подачи в выработанное пространство (рис. 2, 3).

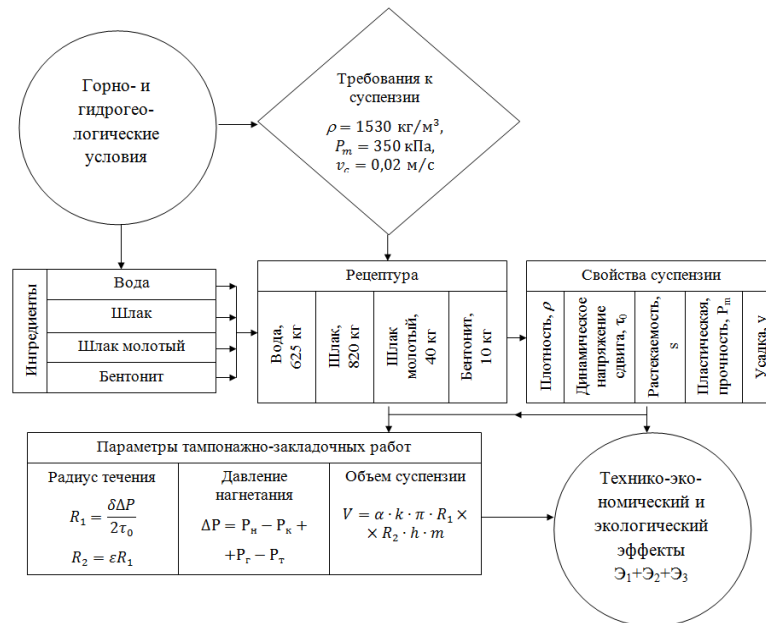
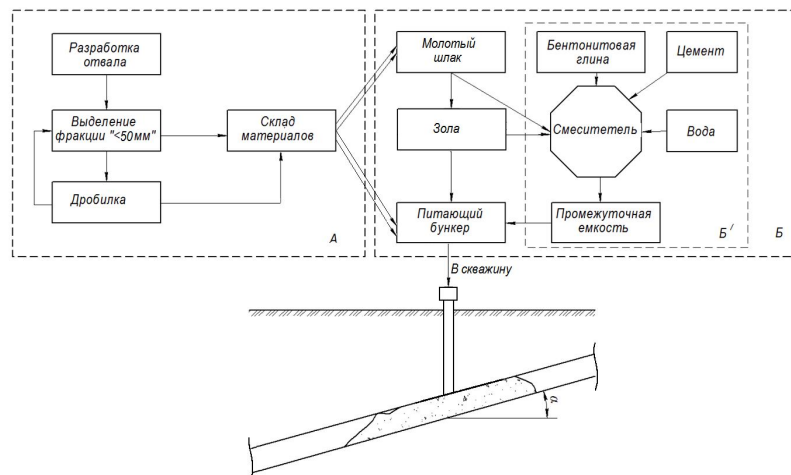


Рисунок 2 – Блок-схема методики проектирования рецептуры золошлаковых закладочных суспензий



А – блок подготовки закладочного материала; Б, Б' – блок приготовления и нагнетания суспензии в выработку

Рисунок 3 – Обобщенная технологическая схема приготовления и нагнетания шлакоглинистых смесей в горную выработку

Основными технологическими операциями являются: механическое дробление и просеивание шлаковых отходов; приготовление шлаковой суспензии и введение бентонита; транспортирование и укладка закладочного материала; контроль качества работ. Расчеты транспортирования золошлаковых смесей в самотечном режиме по трубопроводу диаметром 200 мм на расстояние до 2 км показали, что производительность закладочного комплекса составляет 300 м³/ч.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Целенаправленное регулирование свойств шлакоглинистых суспензий достигается введением в молотый шлак водопоглощающей добавки – бентонитового глинопорошка.

При этом тампонажно-закладочные суспензии структурируются в три стадии за 15-20 суток, достигая прочности 620 кПа, что удовлетворяет технологическим требованиям заполнения выработанного пространства.

Библиографический список

1. Кипко Э.Я. Использование отходов для заполнения выработанного пространства закрываемых шахт / Э.Я. Кипко, Ю.Н. Спичак, П.Н. Должиков, С.В. Пожидаев, Р.З. Уманский // Уголь Украины. – 1998. – №6. – С. 13-14.
2. Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт: учеб. пособ. / [Э.Я. Кипко, П.Н. Должиков, Н.А. Дудля, А.Э. Кипко и др. – 2-е изд., перераб. и доп.]. – Днепропетровск: Национальный горный ун-т, 2004. – 367 с.
3. Кипко Е.Я. Проектування глиноцементних тампонажних розчинів в гірничій справі: монографія / Е.Я. Кипко, М.А. Дудля, М.М. Тельніх, О.В. Попов, Е.Г. Цаплін. – Дніпродзержинськ: Видавничий дім «Андрій», 2008. – 176 с.
4. Должиков П.Н. Ресурсосберегающие технологии ликвидации подземных пустот закладочными смесями на основе отходов производства / П.Н. Должиков, П.Г. Фурдей, Е.О. Ивлиева // Сборник научн. трудов ДонГТУ. - Вып. 37. – Алчевск: ИПЦ Ладос, 2012. – С. 217-224.

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

Статья поступила в редакцию 27.06.13.

д.т.н. Должиков П.М., к.т.н. Семірягін С.В., асп. Фурдей П.Г. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна) ПРОЕКТУВАННЯ ШЛАКОГЛИНИСТИХ ТАМПОНАЖНО-ЗАКЛАДНИХ СУСПЕНЗІЙ ДЛЯ ЛІКВІДАЦІЇ ПІДЗЕМНИХ ПОРОЖНИН

На підставі аналітичних та експериментальних досліджень з кінетики тверднення шлакоглинистих суспензій розроблена методика розрахунку рецептури і структурно-механічних параметрів цих суспензій для умов ліквідації підземних порожнин, наведена загальна технологічна схема.

Ключові слова: шлаки, суспензія, кінетика твердіння, методика, технологічна схема, рецептура.

Dolzhikov P.N., Semiryagin S.V., Furdey P.G. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine) DESIGN SLAG-CLAY STOWING SUSPENSIONS FOR LIQUIDATION UNDERGROUND VOIDS

On the basis of analytical and experimental studies on the kinetics of hardening slag clay suspensions design procedure of composition and the structural mechanical parameters of these suspensions for the conditions of the elimination of underground cavities, shows the general flowsheet.

Key words: slags, suspension, kinetics hardening, methods, flowsheet, composition.

д.т.н Зубова Л.Г.,
Макаришина Ю.И.
(ВНУ им. В.И.Даля, г.Луганск, Украина.
E-mail: makarishina@gmail.com)

ИССЛЕДОВАНИЕ ОБЪЕМНОЙ ПЛОТНОСТИ ПОРОДЫ И ПОЧВОГРУНТА ПОРОДНОГО ОТВАЛА

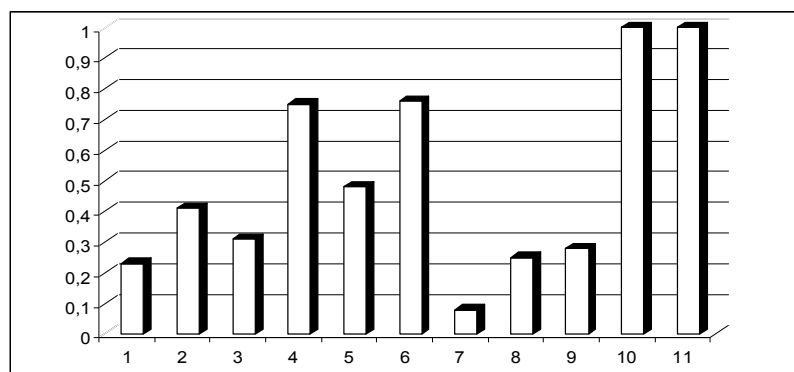
Проведены исследования объемной плотности породы типичного для Донбасса породного отвала. Произведен анализ репрезентативности полученных данных об объемной плотности породы исследуемого породного отвала.

Ключевые слова: породный отвал, объемная плотность, нормальный закон распределения.

В угледобывающих регионах Украины в настоящее время накоплено большое количество породных отвалов. Сегодня на территории Луганской области их насчитывается более 490, в которых накоплено около 35 млрд. т породы. Действующих породных комплексов при этом среди всех породных отвалов лишь около 27%. В связи с тяжелым положением угольной промышленности, в последние годы многие породные отвалы были переведены из разряда действующих в недействующие. На рисунке 1 приведено соотношение между числом действующих и недействующих породных отвалов угольных предприятий Луганской области.

Действующие и недействующие породные отвалы подвергаются воздействию приземного шара воздуха и других факторов, в результате чего изменяются физико-химические свойства отвальных пород, как в поверхностном слое, так и на различной глубине. На породных отвалах могут возникать условия для их периодических деформаций, которые могут иметь как незначительные, так и очень большие размеры. По внешнему проявлению деформации можно разделить на такие виды как осыпи, оплывы, размывы, просадки, трещины, оползни и обвалы пород.

Обзор литературных источников по проблеме деформации породных отвалов позволяет сделать выводы об отсутствии актуальных исследований в этой области в последние десятилетия. Наиболее интенсивное изучение устойчивости откосов породных отвалов, а также деформаций породных отвалов приходится на 1957-1980 года [1-4]. Кроме того проведенные основные исследования устойчивости породных отвалов не являются полными, а только лишь охватывают часть влияющих на породные отвалы факторов. Так же рассматриваемые работы содержат исследование процесса деформации в процессе эксплуатации породных отвалов. Работы, которые охватывают наиболее полный перечень факторов, проводились для случаев добычи угля открытым способом [2-4]. Для условий добычи угля в Донбассе таких работ не проводилось. Для изучения деформаций породных отвалов, а так же анализа причин их возникновения и развития, в ходе исследований необходимо рассмотреть и проанализировать фактические данные о зафиксированных случаях нарушения устойчивости, а так же изучить всю информацию о состоянии исследуемого объекта для выделения факторов, влияющих на возникновение и развитие деформаций.



Региональные объединения угольных предприятий (на 2003 год): 1 - Лисичанскуголь, 2 - Первомайскуголь, 3 - Стахановуголь, 4 - Краснодонуголь, 5 - Ровенькиантрацит, 6 - Свердловантрацит, 7 - Антрацит, 8 - Донбассантрацит, 9 - Луганскуголь, 10 - Луганскуглеобогащение, 11 - Антрацитуглеобогащение.

Рисунок 1 – Соотношение количества действующих к количеству недействующих породных отвалов угольных предприятий Луганской области

Одними из важнейших характеристик отвальной породы, которые определяют ее подверженность деформациям, являются физико-механические характеристики – объемная масса, плотность породы, влажность породы, структурно-механический состав, фильтрующие свойства. Таким образом, для полноты исследований необходимо изучить огромный спектр факторов, а так же их взаимное влияние.

Объемная плотность (объемный вес) почвы является одним из важнейших физических свойств грунтов. С одной стороны определяющий, целый ряд других его свойств, а с другой — характеризующий структурно-текстурные особенности этих грунтов и водно-воздушный режим. Данный показатель имеет огромное значение для плодородия почв, а кроме того используется в качестве прямого расчетного показателя для расчета устойчивости откосов и оползневых склонов и др.

Таким образом, целью работы является анализ и оценка объемной плотности породы на исследуемом породном отвале, а так же изучение тесноты ее связи с другими физико-механическими характеристиками грунтов.

Для достижения поставленной цели были решены следующие задачи:

Сбор и анализ информации об исследуемом породном отвале, выбор площадок и точек для отбора проб.

Отбор проб и их анализ.

Анализ и оценка полученной информации об объемной плотности породы.

Оценка тесноты связи объемной плотности с другими физико-механическими характеристиками грунтов.

Для определения величины объемной массы был использован метод режущего кольца Н.А. Качинского [5]. В работе для определения структурно-агрегатного состава почвенных образцов использован метод сухого агрегатного анализа в модификации Н.И.Савинова[5]. Для определения водопроницаемости использовали метод трубок с переменным напором воды (по Н.А. Качинскому) [5].

Для дальнейшего анализа и оценки репрезентативности полученных данных использовались общепринятые методы статистического анализа. Для проверки на однородность данных о породных отвалах был выбран метод анализа с использованием t-критерия Стьюдента [4]. Данный метод анализа позволяет исключить из выборки сомнительные варианты, которые могут быть ошибочными и не принадлежат генеральной совокупности данных. Для описания случайных величин были

использованы такие статистические показатели: среднее, дисперсия, стандартное отклонение, коэффициент вариации, абсолютная и относительная ошибка. Для проверки полученных данных на соответствие нормальному закону распределения была выдвинута прикидочная гипотеза на основе значения коэффициента вариации. Для проверки полученных данных на достоверность с помощью метода моментов выдвинута основная гипотеза о соответствии полученных данных нормальному закону распределения. С целью проверки гипотезы о нормальном распределении данных использован метод спрямленных диаграмм [5]. Суть метода состоит в построении в прямоугольной системе координат точек, для которых абсциссой является величина параметра X , а ординатой соответствующий p -квантиль X . p -квантилем X называют такое значение аргумента u_p , функции распределения $F(x)$, для которого вероятность события $X < u_p$ равняется заданному значению вероятности p . Для проверки гипотезы были составлены соответствующие расчетные таблицы и построены в прямоугольной системе координат графики.

В работе произведено исследование породы породного отвала №1 шахты поселка Сутоган Лутугинского района Луганской области. Глубина работ на шахте составляет 610 м. В 1999 году шахта разрабатывала соответственно пласты l_1 , l_6 , $k_{3в}$ мощностью 1,1-2,2 м, углы падения 5° , уголь марки Г (газовый). На сегодняшний день, исследуемый породный отвал является недействующим и представляет собой усеченный конус, высотой 35 - 45 м. Эксплуатация данного породного отвала закончилась в 70-х годах. В 80-е годы была произведена рекультивация исследуемого породного отвала. Горнотехнический этап рекультивации состоял в срезании вершины и нанесении на нее потенциально плодородного слоя грунта. Биологический этап состоял в посадке на склонах саженцев древесных пород. Растения, покрывающие склоны породного отвала были

высажены искусственно, за исключением внесенных вместе с плодородным слоем грунта на горнотехническом этапе рекультивации. На данный момент на склонах и плоской вершине произрастает в основном акация белая (*Robinia pseudoacacia*). Травянистый покров на породном отвале является неоднородным и представлен типичными для степной зоны растениями.

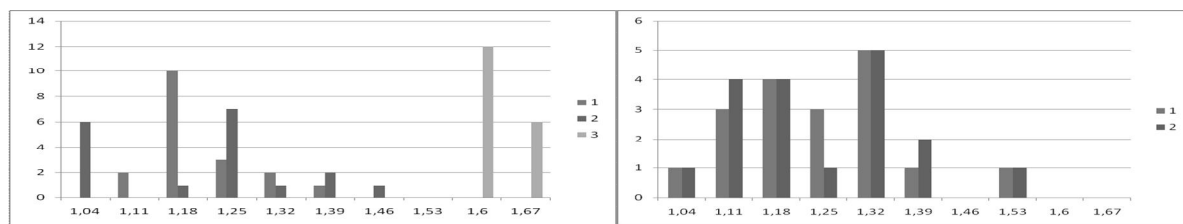
В ходе работы для определения объемной плотности были отобраны пробы в 30 точках, в трехкратной повторности. Измерение производилось в оползневой зоне северного и южного склона на заранее подготовленных площадках, которые располагались: в теле оползня; по линии (поверхности) отрыва; на контрольных участках вне оползневой зоны.

В процессе исследования для определения объемной плотности пробы были отобраны в оползневой зоне северного и южного склона на заранее подготовленных площадках. Для этого на месте взятия образца выравнивали площадку 20-30 см. Кольцо вдавливали в породу, осторожно обкапывали и срезали снизу ножом, а затем осторожно вынимали кольцо вместе с породой. Отобранную пробу высушивали до абсолютно сухого состояния, а затем взвешивали с точностью 0,01 г. Плотность определяли как отношение массы абсолютно сухой почвы в кольце к объему кольца

Таким образом, объемная плотность грунта – масса единицы объема абсолютносухого грунта, взятого в естественном сложении, выраженная в $г/см^3$. Почву считают рыхлой, если объемная плотность горизонта равна

0,9–0,95; нормальной – 0,95–1,15; уплотненной – 1,15–1,25 и сильно уплотненной – более 1,25 $г/см^3$ [6].

Полученные в ходе работы данные были разбиты на интервалы и обработаны с помощью методов статистического анализа. На рисунке 2 приведены гистограммы распределения выборок данных по исследуемым участкам.



1 - тело оползня, 2 - контрольный участок оползня, 3 – линия (поверхность) отрыва

Рисунок 2 – Гистограмма распределения значений для выборок южного (слева) и северного (справа) склонов

Согласно данным рисунка 2, объемная плотность грунта на исследуемом породном отвале колеблется от 1,0 до 1,51 г/см³. Для грунтов контрольного участка и участка в теле оползня южного склона наиболее характерным является диапазон значений 1,29-1,35 г/см³, следовательно они могут быть охарактеризованы как сильно уплотненные, однако достаточно большое количество значений двух выборок находится в диапазоне 1,08-1,21 г/см³, что соответствует характеристике уплотненный и нормальный. Для грунтов контрольного участка северного склона наиболее характерным является диапазон значений 1,22-1,28 г/см³, их можно охарактеризовать как уплотненные и сильно уплотненные, для участка в теле оползня наибольшее количество значений находится в диапазоне 1,15-1,21 г/см³, что соответствует характеристике нормальный. Наиболее высокие значения величины объемной плотности зафиксированы для участка по линии (поверхности) отрыва оползневой зоны северного склона и составляют 1,56-1,69 г/см³, они могут быть охарактеризованы как сильно уплотненные. В таблице 1 приведены основные статистические показатели, рассчитанные для выборок данных величин объемной плотности на исследуемом породном отвале. Как видно из таблицы 1, значения коэффициента вариации для выборок данных не превышает 13%, что говорит о достаточно высокой однородности полученных результатов.

В ходе статистического анализа данных был проведен анализ на однород-

ность выборок величин объемной плотности на участках оползневой зоны на южном и северном склоне, в ходе которого были исключены из выборки сомнительные варианты, которые могут быть ошибочными и не принадлежат совокупности данных. Так же была выдвинута и проверена прикидочная и основная гипотеза о соответствии нормальному закону распределения полученных данных. Установлено, что распределение данных в исследуемых выборках близко к нормальному.

Для изучения закономерностей влияния величины объемного веса породы на возникновение и развитие оползневых деформаций террикона в работе была проанализирована однородность выборок, составленных из данных об объемной плотности пород грунтов полученных на участках в теле оползня, поверхности отрыва и на контрольных участках северного и южного склонов. С этой целью произвели проверку однородности выборок попарно по критерию Вилкоксона [8].

С этой целью был проведен анализ однородности выборок в следующих парах выборок: выборки данных участка тела оползня и контрольного участка для северного и южного склонов соответственно; выборки данных участка тела оползня и участка поверхности отрыва северного склона; выборка данных выборка данных контрольного участка и участка поверхности отрыва северного склона; выборки данных участков тела оползня северного и южного склонов; выборки данных контрольных участков северного и южного склонов.

Таблица 1 – Результаты статистической обработки результатов измерений объемной плотности

Статистические показатели	Место отбора проб				
	тело оползня на южным склоне	контрольный участок оползня южного склона	тело оползня северного склона	линия отрыва оползня северного склона	контрольный участок оползня южного склона
Среднее арифметическое, г/см ³	1,22	1,22	1,20	1,63	1,20
Стандартное отклонение	0,098	0,087	0,060	0,030	0,150
Коэффициент вариации, %	7,97	7,14	4,97	1,86	12,54
Абсолютная ошибка	0,024	0,021	0,015	0,007	0,035
Относительная ошибка, %	1,93	1,73	1,21	0,439	2,955
Доверительный интервал, г/см ³	1,22±0,050	1,22±0,045	1,20±0,031	1,63±0,015	1,20±0,074

В случае проверки однородности выборок данных значений в точках на участке в теле оползня и на контрольном участке северного и южного склонов нет оснований отклонить гипотезу об однородности этих выборок, поскольку для обеих пар справедливо условие $\omega_{\text{нижн.кр.}} < W_{\text{набл.}} < \omega_{\text{верхн.кр.}}$ ($228 < 292,5 < 384$; $223 < 289,5 < 372$). При проверке гипотезы об однородности выборок данных величин объемной плотности в точках по линии (поверхности) отрыва и в точках контрольного участка установлено, что $W_{\text{набл.}} < \omega_{\text{нижн.кр.}}$ ($194,5 < 252$), таким образом, гипотеза об однородности данных выборок отклоняется. Аналогичные результаты получены и для выборок данных значений в точках на участке в теле оползня и в точках по линии (поверхности) отрыва ($153 < 228$). Согласно полученным данным объемная плотность участка по линии (поверхности отрыва) значительно отличается от таковой на контрольном и участке тела оползня для оползневой зоны северного склона. Для оползневой зоны южного склона данные об объемной плотности на участке поверхности отрыва отсутствуют, так как

отобрать пробы для изучения на участке поверхности отрыва нет возможности ввиду ее малого размера.

Кроме того для получения дополнительных сведений о закономерностях изменения объемного веса породы на породном отвале был проведен анализ однородности соответствующих выборок в оползневых зонах южного и северного склонов. Полученные при проверке на однородность значения критерия Вилкоксона для выборок значений в точках на участке в теле оползня для северного и южного склона позволяют подтвердить гипотезу об однородности этих выборок, поскольку для них справедливо условие $\omega_{\text{нижн.кр.}} < W_{\text{набл.}} < \omega_{\text{верхн.кр.}}$ ($223 < 297 < 372$). При анализе однородности выборок данных в контрольных точках оползневых зон северного и южного склонов так же можно сделать вывод о справедливости выдвинутой гипотезы ($228 < 319,5 < 384$).

Таким образом, полученные данные позволяют судить об однородности данных полученных на однотипных участках расположенных в различных оползневых зонах. Этот вывод представляется особенно значимым ввиду различия видов оползне-

вых деформаций южного и северного склонов породного отвала. С одной стороны полученные результаты позволяет предположить возможное влияние объемного веса на процесс возникновения деформаций породного отвала, с другой стороны влияние данного фактора не является определяющим при возникновении оползневой деформации.

Объемный вес почвы зависит от ее структурности, а соответственно содержание структур различной крупности. С целью установления зависимости между объемной плотностью и другими физико-механическими показателями породы был проведен корреляционно-регрессионный анализ между значениями объемной плотности и показателями структурно-механического состава, в качестве которого был выбран коэффициент неоднородности состава почвы.

Выведение уравнения регрессии было произведено с помощью программы Microsoft Excel. Результаты корреляционно-регрессионного анализа приведены в таблице 2.

Водопроницаемость – способность почв и грунтов впитывать и пропускать воду с поверхности сквозь толщу слоев и горизонтов; измеряется количеством мм водного столба в единицу времени. Низкая фильтрация уплотненных горизонтов способствует образованию поверхностного стока воды, эрозионных процессов, формированию внутрипочвенной верховодки, заболачиванию и непродуктивному испарению влаги в атмосферу. При выпадении осадков в виде дождя на сухую поверхность водопроницаемость в начальный момент времени играет определяющую роль при впитывании. Данный процесс зависит от плотности скелета почвы, который и характеризуется значением объемной плотности.

Таблица 2 – Уравнения зависимости величины объемной плотности от коэффициента неоднородности состава почвы

Экспозиция	Коэффициент корреляции, R	Уравнение зависимости
Тело оползня южного склона	0,67	$Y = -8,18x + 20,57$
Контрольный участок оползня южного склона	0,71	$Y = 5,27x + 3,27$
Тело оползня северного склона	0,70	$Y = 5,69x - 2,36$
Линия отрыва оползня северного склона	0,04	$Y = -1,34x + 15,22$
Контрольный участок оползня южного склона	0,63	$Y = 35,31x - 32,62$

Таблица 3 – Уравнения зависимости величины объемной плотности от водопроницаемости почвы

Экспозиция	Корреляционное отношение, η	Уравнение зависимости
Тело оползня южного склона	0,88	$Y = 80,56 x^{-0,710}$
Контрольный участок оползня южного склона	0,93	$Y = 45,39 x^{-0,608}$
Тело оползня северного склона	0,55	$Y = 36,36 x^{-0,572}$
Линия отрыва оползня северного склона	0,89	$Y = 3,98 x^{-0,218}$
Контрольный участок оползня южного склона	0,92	$Y = 89,39 x^{-0,749}$

Уравнения регрессионной зависимости выведено с помощью программы Microsoft Excel. Результаты корреляционно регрессионного анализа приведены в таблице 3. Как видно из данных таблицы 3 зависимость между объемной плотностью и водопроницаемостью характеризуется достаточно высоким коэффициентом корреляции, что подтверждается фактом повышения водопроницаемости в рыхлых грунтах и ее снижением в уплотненных

Таким образом, в ходе исследований был проведен анализ одной из важнейших физико-механических характеристик, определяющих подверженность породных отвалов деформациям – объемная плотность. Для исследований был выбран типичный породный отвал - породный отвал №1 шахты пос. Сутоган. Полученные значения объемной плотности репрезентативны. Согласно эмпирическим данным поро- да отвала характеризуется как уплотненная и сильно уплотненная. Установлено, что на северном и южном склонах (в теле оползня и на контроле) значения объемной плотности однородны. Различия в величинах объемной плотности наблюдаются только по линии отрыва оползня.

Объемная плотность одно из важнейших свойств, определяющих способность грунтов пропускать и удерживать влагу, воздух, сопротивляться орудиям обработки и т. д. Объемная плотность зависит от типа растительности, механического и минералогического составов почвы (дисперсности), сложения, острок- туренности и степени обработки почв. В ходе исследований проведен анализ сте- пени связи между объемной плотностью и коэффициентом неоднородности струк- турно-механического состава грунта, а так же объемной плотностью и водопро- ницаемостью. Полученные в ходе корреляционно-регрессионного анализа данные говорят о наличии корреля- ционной связи между исследуемыми параметрами, однако в ходе анализа не получено доказательств достаточной тесноты связи между данными показателями, что позволяет судить о наличии более сложной и множественной связи физико-механических параметров между собой. Дальнейшие исследования будут заключаться в построении матема- тической модели, учитывающей влияние всего комплекса факторов.

Библиографический список

1. Сухаревский В.М. Деформация породных овалов / Сухаревский В.М., Стельмах А.П., Фридман И.С. Деформация породных овалов. – К.: Техника, 1970. – 108 с.
2. Демин А.М. Напряженное состояние и устойчивость отвалов в карьерах / Демин А.М., Шушкина О.И. – М.: Недра, 1978. – 159 с.
3. Малюшицкий Ю.Н. Устойчивость насыпей-отвалов / Малюшицкий Ю.Н. – К.: Будивель- ник, 1975. – 176 с.
4. Пяткова Э.П. Исследование сдвижения горных пород и условий устойчивости отвалов на слабом основании: автореф. дис. на получение науч. степ. канд. техн. наук: спец. 05.15.01 «Маркшейдерское дело». – М., 1980. – 17 с.
5. Вадюнина А.Ф. Методы исследования физических свойств почв / Вадюнина А.Ф., Корча- гина З.А. – М.: Агропромиздат, 1986. – 416 с.
6. Практикум по почвоведению / [под ред. Кауричева И.С.]. – М.: Агропромиздат, 1986. – 336 с.
7. Школьний Е.П. Обробка та аналіз гідрометеорологічної інформації / Школьний Е.П., Лоева І.Д., Гончарова Л.Д. – Одеса, 1999. – 600 с.
8. Гмурман В.Е.. Руководство к решению задач по теории вероятностей и математической статистике. – М.: Высшее образование, 2006. – 476 с.

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

Статья поступила в редакцию 02.07.13.

д.т.н Зубова Л.Г., Макаришина Ю.І. (СНУ ім. В.І.Даля, г.Луганськ, Україна. E-mail: makarishina@gmail.com)

ДОСЛІДЖЕННЯ ОБ'ЄМНОЇ ЩІЛЬНОСТІ ПОРОДИ ТА ПОЧВОГРУНТУ ПОРОДНОГО ВІДВАЛУ

Проведено дослідження об'ємної щільності породи типового для Донбасу породного відвалу. Виконано аналіз репрезентативності отриманих даних про об'ємну щільність породи досліджуваного породного відвалу.

Ключові слова: породний відвал, об'ємна щільність, нормальний закон розподілу.

Zybova L.G., Makarishina Y.I. (Volodymyr Dahl East-Ukrainian National University, Lugansk, Ukraine. E-mail: makarishina@gmail.com)

RESEARCH OF BULK ROCK DENSITY OF MINE WASTE DUMP

Research of bulk rock density of waste dump that is typical for Donbass region were carried out. Analysis of obtained data representativity of bulk density of waste dump under research was made.

Key words: waste dump, bulk density, normal distribution.

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

ОБОБЩЕННАЯ СХЕМА СДВИЖЕНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ДО И ПОСЛЕ ОБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДЫ

Приведена обобщенная схема сдвижения земной поверхности до и после образования плоского дна мульды, которая позволяет производить математическое моделирование для любой стадии развития очистных работ выемочного участка.

Ключевые слова: *схема, сдвижение, математическая модель, прогноз, земная поверхность.*

Определение закономерностей процесса сдвижения земной поверхности при разработке ее очистными выработками является одной из основных задач при отработке угольных пластов. Достоверный прогноз параметров сдвижения земной поверхности способствует успешному решению других, не менее важных, задач горного производства. К ним, кроме защиты объектов на земной поверхности, относятся выбор места расположения горных выработок и рациональных способов их охраны от влияния горного давления, прогноз газовыделения из подрабатываемых источников, обоснование рациональных схем проветривания выемочных участков, расчет несущей способности крепи и многие другие. При решении указанных задач существенное значение имеет установление динамики процесса сдвижения и выделение его характерных стадий.

Продолжительностью процесса считается период времени, в течение которого земная поверхность находится в состоянии сдвижения вследствие влияния очистных работ. Общая продолжительность делится на три стадии: начальную, активную и затухания. Установление указанных стадий согласно нормативному документу [1] производится достаточно условно и в современных условиях больших глубин разработки существующий подход к их определению нельзя признать полностью корректным [2]. Основным его недостатком является отсутствие четких и однозначных методов определения временных рамок

протекания, как всего процесса сдвижения земной поверхности, так и его отдельных стадий. Наиболее перспективным направлением в решении рассматриваемой проблемы представляется подход, предложенный профессором Гавриленко Ю.Н. [2].

Деление процесса сдвижения земной поверхности на отдельные стадии предлагается производить с помощью характерных точек математической функции, описывающей развитие оседания земной поверхности во времени только над движущимся очистным забоем после образования плоского дна мульды сдвижения. В качестве таких точек предложено использовать экстремумы первых трех производных по времени от основного уравнения, описывающего изменение оседания точки земной поверхности в процессе сдвижения [2 - 4].

Математическими моделями [2 - 4] предполагается образование плоского дна мульды сдвижения на земной поверхности (η_0) при ведении очистных работ в пределах одного выемочного участка. За окончание процесса рекомендуется [4] принимать момент времени, когда текущее оседание (η) достигает $0,97 \div 0,99$ его конечного значения (η_k). При таком подходе можно считать, что глубина плоского дна мульды сдвижения (η_0) равна конечному сдвижению земной поверхности (η_k), принятому за один из основных параметров математических моделей [2 - 4].

Анализ известных экспериментальных данных [5] показал, что имеются горно-геологические условия, в которых плоское дно мульды сдвижения на земной поверхности не образуется даже при отработке нескольких выемочных участков. Это свидетельствует о том, что математические модели [2 - 4] адекватно описывают процессы сдвижения земной поверхности только для максимально возможной степени развития очистных работ после образования плоского дна мульды сдвижения. При их использовании для прогнозирования протекания процесса остается неизвестной значение конечного оседания земной поверхности (η_k). Предложение [4] определять η_k согласно [1] является недостаточно обоснованным по причинам, приведенным ранее в работе [2]. Кроме этого установлено [6, 7], что критерии образования плоского дна мульды сдвижения при отработке антрацитовых пластов существенно отличаются от рекомендованных [1]. По указанным причинам в данной работе ставится цель разработать общую схему оседания земной поверхности до достижения полной ее подработки при удалении очистного забоя от разрезной печи. Такой подход позволит более полно раскрыть особенности протекания процесса сдвижения земной поверхности и прогнозировать значение η_k при любой степени развития очистных работ с удалением очистного забоя от разрезной печи на расстояние L .

Математической моделью [3, 4] процессы сдвижения земной поверхности рассматриваются во времени для примерно одинаковой скорости подвигания очистного забоя. Такое условие применения модели отмечается и в работе [2]. Автор модели [4] предлагает также для описания развития процесса сдвижения вместо времени по оси абсцисс использовать расстояние относительно проекции линии очистного забоя на земную поверхность до точки наблюдения. Использование геометрических параметров, по нашему мнению, является более целесообразным, так как они позво-

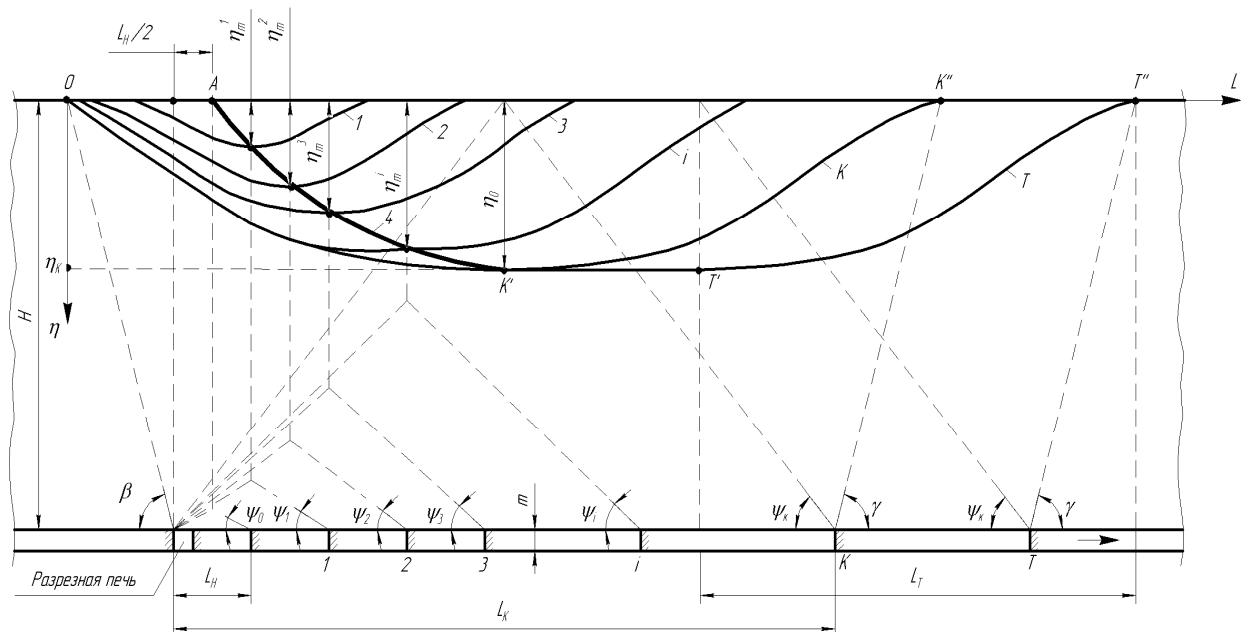
ляют увязать между собой степень развития очистных работ, изменение углов полных сдвижений в подработанных породах и максимальное оседание земной поверхности. Подтверждением обоснованности такого подхода являются также практически функциональные зависимости максимального оседания земной поверхности (η_m) в конкретных горно-геологических условиях при изменении одного из геометрических размеров очистной выработки [6, 7], что объясняется постоянством мощности разрабатываемого пласта (m), глубины ведения работ (H) и прочностных свойств подрабатываемых пород. В условиях одного шахтопласта, в силу указанных причин, можно применять математические зависимости как с абсолютными параметрами, так и с относительными [7]. Относительные параметры (η_m / m , L / H) целесообразно использовать для обобщения результатов, полученных в разных горно-геологических условиях [6, 7].

При разработке схемы формирования параметров мульды сдвижения земной поверхности (рис. 1) использованы современные представления о геомеханических процессах, происходящих в подработанных породах при развитии очистных работ. Они заключаются в следующем:

- начало сдвижения земной поверхности происходит в точке А при удалении очистного забоя от разрезной печи на некоторое расстояние L_n , которое определяется прочностными свойствами пород (f) и глубиной ведения работ (H);

- максимальное оседание земной поверхности ($\eta_m^1, \eta_m^2, \eta_m^3 \dots \eta_m^i$) до полной ее подработки пластами пологого залегания происходит примерно над серединой выработанного пространства. Зависимость $\eta_m = \varphi_1(L)$ описывается кривой 4 (рис. 1).

Конечное оседание (η_k^i) для конкретного положения очистного забоя (размера очистной выработки) характеризуется максимальным оседанием $\eta_k^i \approx \eta_m^i$;



H – глубина ведения очистных работ; m – мощность разрабатываемого пласта; 1, 2, 3, ..., i , ..., K , ..., T – положения очистного забоя при его отходе от разрезной печи и соответствующие им мульды оседания земной поверхности; β , γ – граничные углы; ψ_0 – угол полных сдвижений, соответствующий началу оседания земной поверхности; ψ_1 , ψ_2 , ψ_3 , ..., ψ_i – углы полных сдвижений, соответствующие 1, 2, 3, ..., i – му положениям очистного забоя; ψ_k – конечное значение угла полных сдвижений; η_m^1 , η_m^2 , η_m^3 , ..., η_m^i – максимальные оседания земной поверхности, соответствующие 1, 2, 3, ..., i – му положениям очистного забоя; 4 – траектория перемещения точек с максимальными значениями оседания η_m^i в сторону подвигания очистного забоя; η_k – конечное оседание земной поверхности, примерно равное глубине плоского дна мульды сдвижения η_0 ; L_n – отход очистного забоя от разрезной печи, при котором начинается сдвижение земной поверхности; L_k – отход очистного забоя от разрезной печи, при котором происходит полная подработка земной поверхности; L_T – длина динамической полумульды над движущимся очистным забоем после образования плоского дна мульды сдвижения; \longrightarrow – направление подвигания очистного забоя.

Рисунок 1 – Схема формирования параметров мульды сдвижения земной поверхности при удалении очистного забоя от разрезной печи до и после образования плоского дна

- полная подработка земной поверхности наблюдается при удалении очистного забоя от разрезной печи на расстояние более L_k . В этом случае конечное, максимально возможное, значение оседания земной поверхности (η_k) приблизительно равно глубине плоского дна мульды (η_0);

- после образования плоского дна мульды сдвижение любой точки на земной поверхности уже не зависит от расстояния ее проекции до разрезной печи, а связано только с дальнейшим подвиганием очистного забоя. Описание процесса сдвижения земной поверхности в этот период разви-

тия очистных работ полностью соответствует математическим моделям [2 - 4].

Разработанная схема формирования мульды сдвижения земной поверхности при удалении очистного забоя от разрезной печи подтверждается как непосредственным измерением некоторых параметров, так и их расчетом с использованием экспериментальных данных о процессах, вызванных сдвижением подработанных пород и косвенно характеризующих их состояние.

Одним из важных моментов является определение отхода очистного забоя от разрезной печи (L_n), при котором начинается

сдвигание земной поверхности. Для конкретных горно-геологических условий его можно определить статистически обработав экспериментальные данные прямо пропорциональных зависимостей $\eta_m = \varphi_1(L)$ или $\eta_m / m = \varphi_2(L/H)$. Такой вид зависимостей обусловлен активной стадией протекания процесса сдвижения пород в этот период времени ведения очистных работ. Точка пересечения этих зависимостей с осью абсцисс (А) определяет искомое значение L_n . Пример такого определения приведен в работе [8], когда при $H = 97 \div 114$ м величина L_n составила 21 м.

После удаления очистного забоя от разрезной печи на расстояние L_k , участок $(K' - T')$ кривой зависимости $\eta_m = \varphi(L)$ становится практически параллельным оси абсцисс (рис. 1), что свидетельствует об образовании плоского дна мульды сдвижения. Оседание земной поверхности на участке между точками T' и T'' определяется только текущим положением (T) очистного забоя. Расстояние от проекции точек земной поверхности до разрезной печи в этом случае уже не оказывает практического влияния на процессы сдвижения и уплотнения подработанных пород.

Разработанная обобщенная схема сдвижения земной поверхности до и после образования плоского дна мульды позволяет производить математическое моделирование для любой стадии развития очистных работ выемочного участка.

Проведенные теоретические исследования и анализ имеющихся экспериментальных данных позволил сделать следующие выводы:

- в математических моделях вместо временного параметра более целесообразно

использовать геометрические размеры очистной выработки (выработанного пространства). Это позволяет использовать общую математическую модель для описания процессов сдвижения при выемке определенной группы угольных пластов. К фактору времени в этом случае можно перейти, задавая значения скорости подвигания очистного забоя;

- три стадии процессов сдвижения земной поверхности (начальная, активная и затухания) имеют свои особенности, связанные с развитием очистных работ. При неполной подработке земной поверхности необходимо рассматривать математические модели с применением параметров, характеризующих геометрические размеры очистных выработок (выработанных пространств). После достижения полной подработки процессы сдвижения точек земной поверхности зависят только от их расположения по отношению к очистному забою;

- для математического моделирования условно можно считать, что образование плоского дна мульды сдвижения земной поверхности является одним из критериев окончания процессов на стадии ведения очистных работ;

- в условиях одного шахтопласта при примерно постоянных значениях глубины ведения работ, мощности разрабатываемого пласта и прочностных свойств вмещающих пород рекомендуется использовать математические зависимости, как с абсолютными параметрами, так и с относительными. Относительные параметры необходимы для обобщения экспериментальных данных, полученных в разных горно-геологических условиях.

Библиографический список

1. 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).

2. Кулибаба С.Б. Характер развития процесса сдвижения земной поверхности во времени над движущимся очистным забоем / С.Б. Кулибаба, М.Д. Рожко, Б.В. Хохлов // Наукові праці УкрНДМІ НАН України – 2010. - №7. – С. 40 – 54.
3. Гавриленко Ю.Н. Математическое описание динамики процесса сдвижения на угольных шахтах Донбасса / Ю.Н. Гавриленко // International Society for Mine Surveying, XIII International Congress, Budapest, Hungary. 24-28 September. – 2007. – Report 032. – 6p.
4. Гавриленко Ю.Н. Прогнозирование сдвижений земной поверхности во времени / Ю.Н. Гавриленко // Уголь Украины. – 2011. - №6. – С. 45-49.
5. 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.
6. Филатьев М.В. О максимальном сдвижении земной поверхности при отработке угольных пластов / М.В. Филатьев, Н.И. Антощенко, С.Л. Сятковский // Уголь Украины. – 2011. - №2. – С.37 – 40.
7. Филатьев М.В. Влияние степени развития очистных работ на максимальное оседание земной поверхности / М.В. Филатьев // Уголь Украины. – 2011. - №4. – С. 12 – 16.
8. Антощенко Н.И. Количественная оценка параметров сдвижения подработанных пород и земной поверхности при выемке угольных пластов / Н.И. Антощенко, Л.А. Чепурная, М.В. Филатьев // Сб. научных трудов ДонГТУ. Вып.38. – Алчевск. – 2012. – С. 17 – 24.

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

Статья поступила в редакцию 31.05.13.

Чепурная Л.О., д.т.н., проф. Антощенко М. І. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

УЗАГАЛЬНЕНА СХЕМА ЗРУШЕННЯ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ ДО І ПІСЛЯ УТВОРЕННЯ ПЛОСКОГО ДНА МУЛЬДИ

Наведена узагальнена схема зрушення земної поверхні до і після утворення плоского дна мунди, яка дозволяє проводити математичне моделювання для будь-якої стадії розвитку очисних робіт виїмкової ділянки.

Ключові слова: *схема, зсування, математична модель, прогноз, земна поверхня.*

Chepurная L.A., Antoshchenko N.I. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

GENERALIZED SCHEME OF DISPLACEMENT EARTH SURFACE BEFORE AND AFTER FORMATION OF THE FLAT BOTTOM TROUGH

Generalized scheme of displacement earth surface before and after formation of the flat bottom of trough is presented, which allows for the mathematical modeling of any stage of development of mining work.

Key words: *scheme, displacement, mathematical model, forecast, earth surface.*

к.т.н. Палейчук Н.Н.,
к.т.н. Кобзарь Ю.И.,
Должикова А.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ОЦЕНКА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОГО УРОВНЯ УГОЛЬНЫХ ШАХТ

Получены эмпирические зависимости относительной себестоимости угля от доли выполнения плановой производственной мощности шахт Луганской области. Выполнена оценка технико-экономического уровня шахт «Комсомольская» и «Партизанская» ГП «Антрацит», а также «Ломоватская» ГП «Первомайскуголь». Обоснована целесообразность пересмотра существующих подходов к формированию экономической модели предприятия, в которой сверхплановая добыча способствует снижению относительной себестоимости.

Ключевые слова: технико-экономический уровень, эффективность, себестоимость, производственная мощность, угледобыча, оценка.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В настоящее время технологический уровень угледобывающих предприятий Луганской области довольно высок. Они оснащены высокопроизводительными очистными и, отчасти, проходческими комбайнами; механизированы наиболее трудоемкие процессы отбойки, доставки, транспортировки угля, управления состоянием массива пород и т.д. К таким предприятиям относятся шахты объединений «Ровеньки-антрацит», «Свердловантрацит», «Краснодонуголь», «Луганскуголь» и др. [1].

Однако, несмотря на высокий уровень технологии, экономическая составляющая эффективности угледобычи является стохастической величиной в силу влияния ряда факторов: увеличения глубины разработки и сопутствующих горно-геомеханических процессов, наличия и параметров геологических нарушений, износа и поломок оборудования, человеческого фактора и т.п., в связи с чем анализ технико-экономического уровня шахт является актуальной научно-практической задачей.

Технико-экономическая эффективность угледобычи определяется следующей системой основных показателей [2, 3]:

- прибылью и рентабельностью производства;

- использованием основных фондов – фондоотдачей;

- экономической эффективностью капитальных вложений;

- показателями оценки технического уровня.

Если показатели второй, третьей и четвертой групп являются математически прогнозируемыми проектными величинами, то прогноз показателей первой группы довольно сложен в связи с тем, что понятие прибыли тесно связано с ценообразованием, которое в условиях современной рыночной экономики в значительной степени зависит от конъюнктуры энергетического рынка и инфляции [4, 5].

В этой связи целесообразно использовать экономико-статистические методы анализа и прогнозирования показателей первой группы, которые позволяют проанализировать ситуацию предыдущих периодов и построить вероятностную модель экономического состояния в будущем [6].

Анализ последних публикаций показал, что оценка экономики горных предприятий многими авторами выполняется комплексно [4-7], т.е. с учетом всех экономических показателей, в силу чего производителям, не связанным непосредственно с финансово-экономической службой, затруднительно оценить фактическую эффективность производства.

Целью работы является аналитическая оценка технико-экономического уровня работы угольных шахт.

Основной материал исследования.

В качестве объекта исследований выбраны шахты «Комсомольская» и «Партизанская» ГП «Антрацит», а также «Ломоватская» ГП «Первомайскуголь».

Шахта «Комсомольская» разрабатывает пласты h_8 и h_{10} средней мощностью $m_{h8} = 1,3$ м и $m_{h10} = 1,1$ м соответственно. Коэффициент крепости вмещающих угольные пласты пород составляют $f_{h8} = 8-14$, $f_{h10} = 6-8$. Горные работы ведутся на глубине $H = 790-968$ м. Количество действующих очистных забоев – 4. Шахта не газовая, уголь марки А, ПА, не склонен к самовозгоранию.

Шахта «Партизанская» разрабатывает пласт h_{10} средней мощностью $m = 1,3$ м. Коэффициент крепости пород по шкале проф. Протодьяконова М.М. составляет 8-10. Горные работы ведутся на глубине $H = 955$ м. Количество действующих очистных забоев – 1. Шахта не газовая, уголь марки А, не склонен к самовозгоранию.

Шахта «Ломоватская» разрабатывает пласт m_3 средней мощностью 0,8 м. Коэффициент крепости пород f по проф. Протодьяконову составляет 4-7. Горные работы ведутся на глубине $H = 400-430$ м. Количество действующих очистных забоев – 1. Шахта, отнесена к опасной по внезапным выбросам угля и газа. На предприятии производится добыча угля марки ОС.

К основным технико-экономическим показателям работы предприятия по производству и сбыту продукции, актуальным на любом этапе эксплуатации, относятся экономическая эффективность и рентабельность производства (показатели первой группы).

Экономическая эффективность представляет собой чистую прибыль (убыток) и выражается следующим образом [4, 6]:

$$\mathcal{E} = \Pi - H - f(3), \quad (1)$$

где \mathcal{E} – экономическая эффективность, грн.;

Π – общая прибыль от реализации продукции, грн.;

H – налоговые отчисления, грн.;

$f(3)$ – функция затрат, грн.

Рентабельность производства (продукции), т.е. доля возмещения затрат на производство и сбыт полученной прибылью, определяется выражением [6]

$$P_{\Pi} = \frac{\Pi_{y\partial} - H_{y\partial}}{\sum C_i} \cdot 100\%, \quad (2)$$

где $\Pi_{y\partial} - H_{y\partial}$ – прибыль, приходящаяся на единицу продукции после уплаты всех отчислений, грн.;

$\sum C_i$ – полная себестоимость единицы продукции (функция затрат отнесенная на единицу произведенной продукции), грн.

Уровень технологии шахты определяется следующим выражением [2]:

$$Y_{ш} = \frac{1000 \cdot N_{\partial ш} \cdot \sum m \cdot \gamma_{cp}}{A_{ш}}, \quad (3)$$

где $N_{\partial ш}$ – число выходов рабочих по добыче шахты в сутки;

$\sum m$ – суммарная вынимаемая мощность пластов, м;

γ_{cp} – средняя плотность угля, т/м³;

$A_{ш}$ – среднесуточная добыча шахты, т.

Из выражения (3) видно, что прогресс в технологии горного производства и его усовершенствование оцениваются снижением трудоемкости работ при одновременном росте количества выпускаемой продукции. Следовательно, производительность труда или трудоемкость наиболее полно отражает уровень технологии производства в целом и является интегральным показателем [2].

С помощью данного показателя можно сопоставлять и сравнивать уровни технологии шахт, разрабатывающих месторождения с различными горно-геологическими и техническими условиями. Этим условиям отвечает показатель, отражающий затраты труда по добыче, которые приходятся на 1000 м² отрабаты-

ваемой за сутки площади пластов, или та же трудоемкость работ по добыче, но отнесенная не на 1000 т, а на 1000 м².

Расчет по формуле (3) показал следующее: затраты труда (количество выходов рабочих по добыче) на шахте «Комсомольская» составляют 108,27 вых./1000 т, на шахте «Партизанская» – 140,58 вых./1000 т, трудоемкость работ на шахте «Ломоватская» составляет 67,23 вых./1000 т.

Из приведенных данных следует, что самый высокий уровень технологии у шахты «Ломоватская». Данный факт обусловлен тем, что шахта использует струговую установку ОСТ-2М, которая позволяет при малой мощности пласта осуществлять выемку более 1000 т/сут.

Исходя из трудоемкости работ на 1000 т добытого угля, самый низкий технологический уровень у шахты «Партизанская», на которой действует одна лава с очистным комбайном ГШ-200Б.

В выражениях (1) и (2) параметром, который непосредственно характеризует экономическую эффективность работы предприятия, является себестоимость. Она не зависит от конъюнктуры рынка, как например, прибыль, и показывает эффективность использования затраченных материальных и финансовых средств.

К наиболее характерному параметру технологической эффективности угледобычи относится фактическая производственная мощность шахты. Поэтому для анализа технико-экономического уровня шахт будем использовать эти два параметра, которые, в сущности, кратко и емко характеризуют эффективность угледобычи.

Для технико-экономического анализа были собраны данные о плановой и полной себестоимости 1 т угля, а также о выполнении планов по добыче за период 2005-2013 гг. с интервалом в полгода.

Так как в различное время плановая производственная мощность шахт и себестоимость 1 т угля имела различные значения, для удобства анализа и адекватности сравнения результатов исследования

используются относительные величины, определяемые следующим образом:

$$A_{отн} = \frac{A_{ш}}{A_{ш}^{пл.}}, \quad (4)$$

где $A_{отн}$ – относительная производственная мощность шахты (доля выполнения плановой производственной мощности), дол.ед.;

$A_{ш}$ – фактическая производственная мощность шахты, т/г;

$A_{ш}^{пл.}$ – плановая производственная мощность шахты, т/г.

$$C_{отн} = \frac{C}{C_{пл}}, \quad (5)$$

где $C_{отн}$ – относительная себестоимость, дол.ед.;

C – полная себестоимость единицы продукции, грн./т;

$C_{пл}$ – плановая себестоимость единицы продукции, грн./т.

В результате обработки данных технико-экономических показателей методами математической статистики с использованием корреляционно-регрессионного анализа были получены зависимости относительной себестоимости угля от относительной производственной мощности шахт, которые приведены на рисунках 1-3.

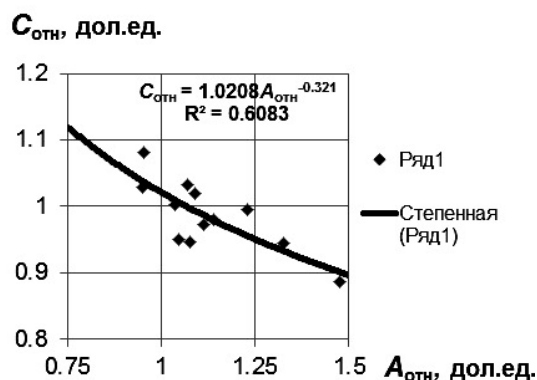


Рисунок 1 – Зависимость относительной себестоимости угля от относительной производственной мощности шахты «Комсомольская»

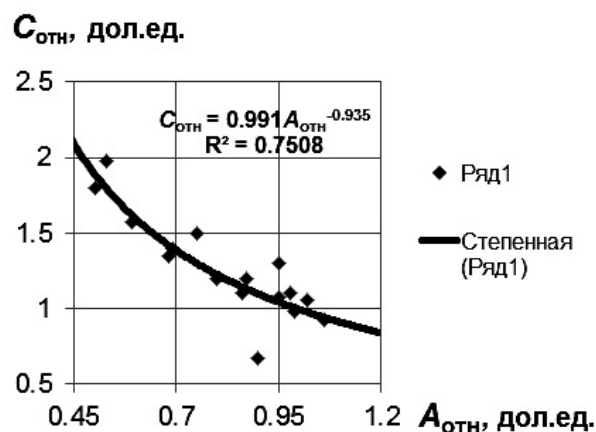


Рисунок 2 – Зависимость относительной себестоимости угля от относительной производственной мощности шахты «Партизанская»

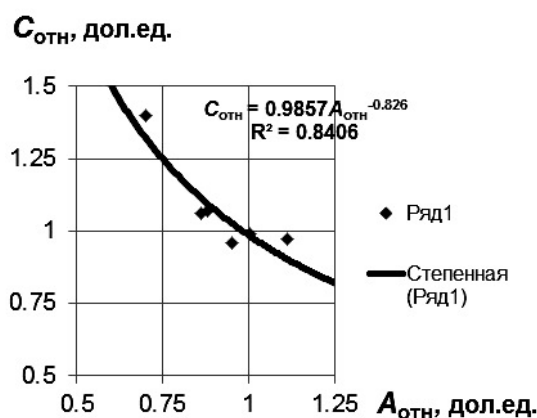


Рисунок 3 – Зависимость относительной себестоимости угля от относительной производственной мощности шахты «Ломоватская»

Как следует из представленных закономерностей, увеличение производственной мощности шахт способствует снижению относительной себестоимости 1 т угля, что хорошо согласуется с общепринятыми экономическими моделями развития производства [4, 7].

Так в условиях шахты «Комсомольская» увеличение относительной производственной мощности шахты в 1,5 раза способствует снижению себестоимости продукции более чем на 10% (значение $C_{отн} = 0,9$). В тоже время, при фактической

добыче угля 75-99% от плановой по шахте себестоимость увеличивается на 3-12%.

На шахте «Партизанская» перевыполнение плана по добыче угля на 20% позволяет снизить себестоимость единицы продукции на 8-15%, а при выполнении плана на 50% себестоимость 1 т антрацита возрастает в два раза.

При фактической производственной мощности на 25% выше плановой, себестоимость 1 т угля, добытого на шахте «Ломоватская» на 20% меньше запланированной. Со снижением на 25-30% количества добытого угля относительно планового происходит увеличение себестоимости на 25-50%.

Характерным является вид зависимостей на рисунках 1-3. Помимо того, что на шахтах с различным уровнем механизации, плановыми показателями добычи угля, горно-геологическими и геомеханическими условиями зависимость $C_{отн} = f(A_{отн})$ наиболее достоверно описывается степенной закономерностью, она отражает часть производственной функции, показывающей экономическую сущность производства продукции.

Основная идея системной модели производственной функции заключается в том, что экономисты, рассчитывая удельные величины затрат и доходов за определенный период деятельности предприятия фактически имеют дело с дополнительными величинами затрат и доходов на единицу продукции. То есть, в калькулировании затрат на единицу товара финансово-экономическая служба сталкивается с величинами первой производной производственной функции, превращая явные затраты в так называемые полные маржинальные издержки (МС – marginal costs) [3].

Таким образом, приведенные на рисунках 1-3 закономерности отражают части кривых функций цены и стоимости, которые в пособиях по микроэкономике представлены параболической U-образной формой [3, 4]. Точка пересечения кривых

цены и стоимости является второй точкой безубыточности производства. Продолжение выпуска продукции после этого оптимума принесет издержки, растущие с большей скоростью, чем рост доходов.

Поскольку для исследуемых шахт в настоящее время увеличение относительной производственной мощности не вызывает увеличение относительной себестоимости, т.е. справедлива взаимосвязь $A_{отн} \geq 1 \Rightarrow C_{отн} \leq 1$ следует экономически обосновать целесообразность и пределы допустимых уровней превышения плановых показателей производства во избежание ситуации, когда рост количества выпускаемой продукции отрицательно сказывается на ее себестоимости $A_{отн} \geq 1 \Rightarrow C_{отн} \geq 1$.

Исходя из анализа зависимостей $C_{отн} = f(A_{отн})$, следует выделить наиболее характерные экономические ситуации. Для шахт с высоким технологическим уровнем и высокими (свыше 1 млн.т/г) производственными мощностями к которым относится шахта «Комсомольская» в диапазоне относительной производственной мощности $A_{отн} = 0,95-1,47$ вариации относительной себестоимости $C_{отн}$ составляют 19%, что с точки зрения математической статистики укладывается в допустимую погрешность, т.е. данная шахта относится к предприятиям с высоким экономическим уровнем и является устойчивой к факторам производственного риска [7].

Для шахт с проектными производственными мощностями свыше 0,4 млн.т/г (шахта «Ломоватская») в диапазоне относительной производственной мощности $A_{отн} = 0,7-1,12$ вариации относительной себестоимости $C_{отн}$ составляют 44%, что позволяет отнести шахту к предприятию со средним экономическим уровнем и средней устойчивостью к производственным рискам.

На шахте «Партизанская» с плановой производственной мощностью 0,35 млн.т/г

при $A_{отн} = 0,43-1,06$ вариации $C_{отн}$ составляют 153%, в связи с чем шахта относится к предприятиям с экономическим уровнем ниже среднего и является весьма неустойчивой к рискам производства [7].

Выполненный анализ позволил оценить экономический уровень шахт и их устойчивость к производственным рискам. Поскольку для исследуемых шахт кривая относительной себестоимости является ниспадающей, т.е. на данном этапе их эксплуатации вероятность увеличения убытков с увеличением производства минимальна, является целесообразным определение оптимума объема добываемого сверх плана угля для каждой из рассмотренных шахт, что относится к одной из самых сложных и ответственных задач финансово-экономической службы предприятий.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Анализ технико-экономических показателей шахт ГП «Антрацит» и «Ломоватская» ГП «Первомайскуголь» показал следующее:

1. Самый высокий уровень технологии наблюдается на шахте «Ломоватская» ГП «Первомайскуголь»: трудоемкость работ составляет 67,23 выходов рабочих по добыче на 1000 т угля, что обусловлено использованием высокопроизводительного очистного оборудования – струга ОСТ-2М. При этом производственная мощность шахты составляет 400-460 тыс.т/г и она относится к предприятию со средним экономическим уровнем и средней устойчивостью к производственным рискам.

2. Уровень технологии $U_{ш}$ шахты «Комсомольская» ГП «Антрацит» на 40% ниже, чем у шахты «Ломоватская», однако она относится к предприятиям с высоким экономическим уровнем и является устойчивой к факторам производственного риска.

3. Шахта «Партизанская» относится к предприятиям с экономическим уровнем ниже среднего и является весьма неустой-

чивой к рискам производства, а ее технологический уровень $U_{ш}$ ниже, чем у шахты «Комсомольская» на 30%, чем у «Ломоватской» на 70%.

4. Закономерность изменения относительной себестоимости при изменении относительной производственной мощности исследуемых шахт описывается степенной зависимостью с отрицательным значением показателя.

5. Для всех исследуемых шахт характерным является снижение относительной себестоимости 1 т угля $C_{отн}$ при увеличении производственной мощности $A_{отн}$, однако дальнейшее наращивание производства требует соответствующего экономического обоснования, т.к. согласно классическим положениям микроэкономики, после преодоления предприятием вто-

рой точки безубыточности производства наращивание объемов выпускаемой продукции отрицательно скажется на ее себестоимости и экономической эффективности, т.е. $A_{отн} \geq 1 \Rightarrow C_{отн} \geq 1$.

Таким образом, выполненная в данной работе оценка технико-экономического уровня шахт показала, что высокий технологический уровень угледобывающего предприятия не всегда сопоставим с высоким экономическим уровнем и устойчивостью к производственным рискам.

К направлению дальнейших исследований следует отнести разработку технико-экономической модели развития угольной шахты, в которой уровень технологии и экономическая эффективность являются оптимальными.

Библиографический список

1. Danich V. Models of the information-management architectures of the coal industry enterprises / V. Danich, S. Shevchenko // Проблемы горного дела и экологии горного производства: материалы VIII Международной научно-практической конференции (25-26 апреля 2013 г., Антрацит). – Донецк : Світ книги, 2013. – С.86-93.
2. Технология подземной разработки пластовых месторождений полезных ископаемых: учебник для ВУЗов / Бондаренко В.И., Кузьменко А.М., Грядущий [и др.]. – Днепропетровск : Полиграфист, 2003. – 708 с.
3. Должикова А.П. Производственная функция на основе маржинального подхода – качественно новая модель на микроэкономическом уровне / А.П. Должикова // Проблемы горного дела и экологии горного производства: материалы IV Международной научно-практической конференции (14-15 мая 2009 г., Антрацит). – Донецк : Норд-Пресс, 2009. – С.74-78.
4. Іванюта Т.М. Економічна безпека підприємства : навч. посібник / Т.М Іванюта, А.О. Заїчковський. – К.: Центр учбової літератури, 2009. – 256 с.
5. Минько Э.В. Качество и конкурентоспособность продукции и процессов / Э.В. Минько, А.Э. Минько, В.П. Смирнов. – СПб.: СПбГУАП, 2005. – 240 с.
6. Задачник по подземной разработке угольных месторождений: учебн. пособие для вузов / К.Ф. Сапицкий, Д.В. Дорохов, М.П. Зборицкий, В.Ф. Андрушко. – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Недра, 1981. – 311 с.
7. Гойцман Э.И. Прогноз технико-экономических показателей на угледобывающих предприятиях / Э.И. Гойцман, Т.Л. Кормицкова, Л.Ф. Курина. – М.: Недра, 1989. – 126 с.

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

Статья поступила в редакцию 20.06.2013.

к.т.н. Палейчук М.М., к.т.н. Кобзар Ю.І., Должикова А.П. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ОЦІНКА ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНОГО РІВНЯ ВУГІЛЬНИХ ШАХТ

Отримано емпіричні залежності відносної собівартості вугілля від частки виконання планової виробничої потужності шахт Луганської області. Виконана оцінка техніко-економічного рівня шахт «Комсомольська» та «Партизанська» ДП «Антрацит», а також «Ломоватська» ДП «Певомайськвугілля». Обґрунтована доцільність перегляду існуючих підходів до формування економічної моделі підприємства, у якій позапланова добич сприяє зниженню відносної собівартості.

Ключові слова: техніко-економічний рівень, ефективність, собівартість, виробнича потужність, вуглевидобуток, оцінка.

Paleychuk N.N., Kobzar Yu.I., Dolzhikova A.P. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

ESTIMATE COAL MINES' TECHNIC AND ECONOMICAL LEVEL

The empirical dependences gives relative cost price of coal from share fulfillment power production plan's Lugansk state mines. The estimated technic and economical level of "Komsomol'ska" and "Partysans'ka" The State Enterprise "Antratsite" and "Lomovats'ka" SE "Pervomayskcoal" mines. Substantiated expedience reconsider exists approach to forming enterprise economical model's in itch overplans output promoted reduce relative cost price.

Key words: technic and economical level, economical efficiency, cost price, power production, coal mining, estimate.

к.т.н. Аверин Г. А.,
Корецкая Е. Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ВЛИЯНИЕ ПРОЧНЫХ ПОРОДНЫХ СЛОЁВ В КРОВЛЕ ВЫНИМАЕМОГО ПЛАСТА НА МАКСИМАЛЬНЫЕ ОСЕДАНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

В статье приведены результаты моделирования ведением очистных работ, направленные на определение максимальных оседаний земной поверхности, при наличии крепких породных «мостов» различной мощности в основной кровле, по мере формирования мульды сдвижения.

Ключевые слова: математическое моделирование, метод конечных элементов, оседание земной толщи, прочные породные слои.

Постановка проблемы. Актуальность. Отработка угольных пластов сопровождается появлением в подработанной толще пород зон нарушений сплошности, которые приводят к сдвигению горного массива и образованию оседаний земной поверхности. Для разработки эффективных мероприятий по охране объектов, находящихся на подрабатываемой территории, важно с высокой точностью прогнозировать деформации земной поверхности, являющихся основными аналитическими параметрами при принятии решения о том или ином способе охраны.

Известный нормативный документ [1] позволяет определить величину максимальных оседаний при учёте глубины разработки, литологии месторождения, мощности и угла падения вынимаемого пласта и прочих факторов. Несмотря на широкое использование данного документа в маркшейдерской практике, он обладает существенными недостатками.

Во-первых, величина оседаний определяется для сформировавшейся мульды сдвижения. На стадии формирования мульды расчётные значения оседаний превышают фактические значения [2].

Во-вторых, на процесс сдвижения влияет стратиграфия породного массива. При этом важно учитывать все слои, включая маломощные прослойки и мощные слои с низкими и высокими прочностными характеристиками [3]. В ряде работ при соз-

дании расчётных схем исследователи пренебрегают маломощными породными слоями [4], или массив горных пород представляется в виде анизотропной среды с регулярной слоистостью [5]. Многие задачи геомеханики решаются как в линейной, так и в нелинейной постановке [6, 7]. Влияние крепких породных слоёв на процесс сдвижения остается малоизученным вопросом в маркшейдерском деле, что не даёт верного представления о процессе оседания горного массива и приводит к ошибочным результатам при их прогнозировании.

Устранение перечисленных недостатков возможно при использовании численного моделирования, одним из которых является метод конечных элементов, позволяющий решать сложные геомеханические задачи с помощью современных программных комплексов и полном учёте исходной информации о горно-геологических и горнотехнических условиях разработки.

Цель работы – разработать достоверную численную модель подрабатываемого горного массива методом конечных элементов и определить с её помощью величину максимальных оседаний земной поверхности в процессе формирования мульды сдвижения при $D/H \leq 1$ (где D – ширина выработанного пространства, а H – глубина разработки) с варьированием мощности крепких породных слоёв от 10 до 100 м.

Основной материал.

Была разработана численная модель с помощью программного комплекса «Лира-9.6», позволяющая моделировать модели процесса оседания земной поверхности при её подработке 8 западной лавой шахты «им. М. В. Фрунзе» ш/у «Ясиновское» ООО ДТЭК «Ровенькиантрацит», отраба-

тывающей пласт h_8 на глубине 980 м. Мощность угольного пласта крепостью $f = 2$ в среднем составляет 1,5 м. Угол падения на участке нивелирования колеблется от 5 до 14 градусов. Кровля пласта представлена слоями показанными на рисунке 1.

M 1:500

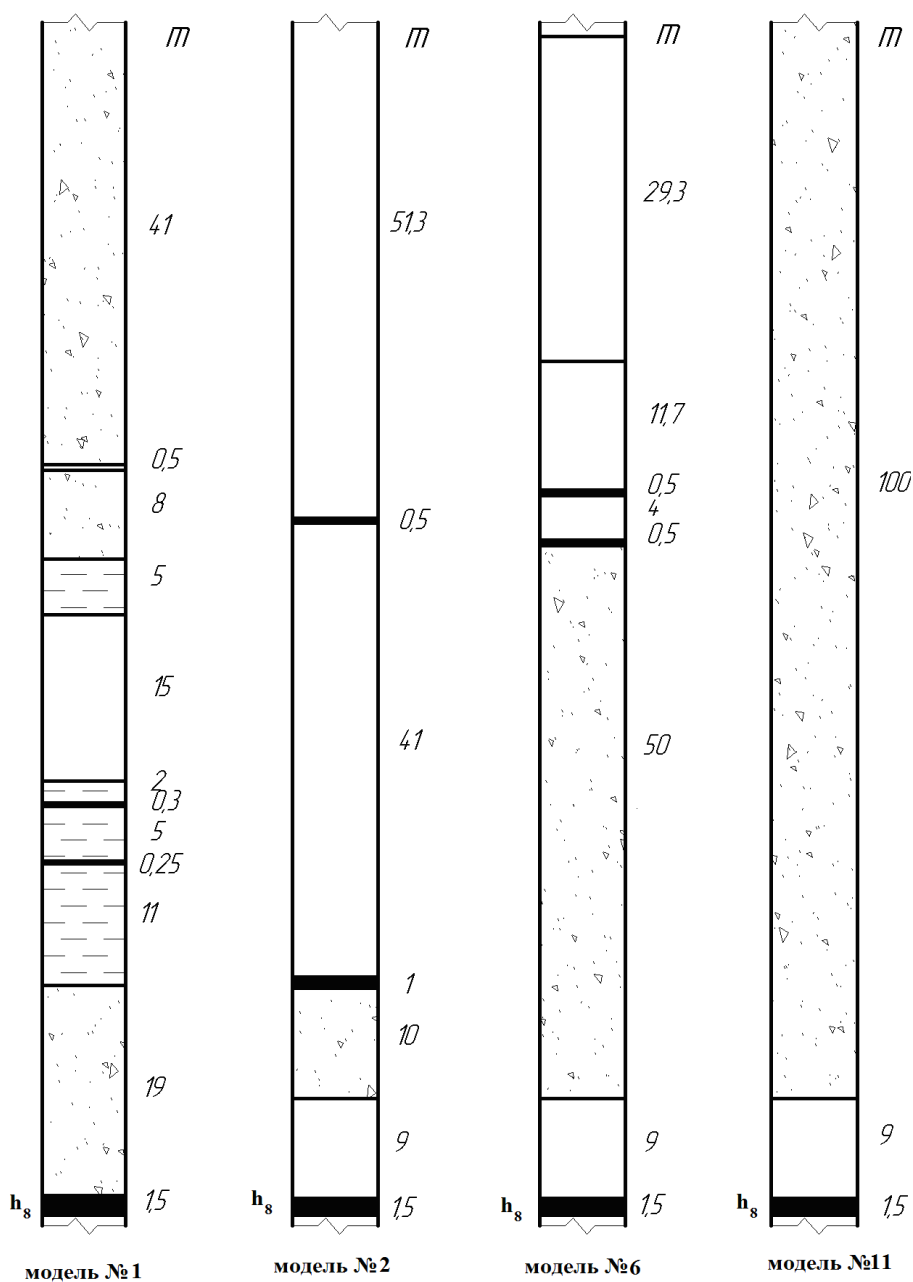


Рисунок 1 – Стратиграфические колонки пород кровли разработанных расчётных схем, (модели № 1, № 2, № 6, № 11)

В расчетной схеме модели № 1 учтены все слои и прослойки горных пород, слагающих массив, в соответствии с данными стратиграфических колонок, построенных на базе разведочных скважин, расположенных на территории шахты «им. М. В. Фрунзе».

Моделирование процесса отработки выемочного столба лавой № 8 западной проведено в несколько этапов по мере выемки угольного пласта до отработки, при подвигании лавы на 250 м от разрезной печи ($D/H = 0,255$); 400 м ($D/H = 0,41$); 550 м ($D/H = 0,561$); 730 м ($D/H = 0,744$) и 910 м ($D/H = 0,928$). Такой выбор шагов обусловлен величиной подвигания очистного забоя между двумя соседними датами проведения маркшейдерских замеров оседаний земной поверхности.

Обрушенные породы моделировались в нелинейной постановке при использовании деформационных свойств разрушенных пород [2].

На каждом шаге моделирования, соответствующем конкретной дате фактических замеров, определялась максимальная величина оседания земной поверхности и сравнивалась с аналогичной фактической величиной (см. рис. 2).

Расхождение между ними не превышает 7%. Исходя из чего следует, что созданная модель достаточно точно прогнозирует оседания и её можно использовать для дальнейших исследований, направленных на изучение влияния мощности крепкого породного слоя-«моста», залегающего в основной кровле отрабатываемого пласта. В модели № 1 суммарная мощность крепких слоев песчаника равна 68 метрам (см. табл. 1). В последующих десяти моделях мощность песчаника изменяется от 10 м до 100 м. В таблице 1 приведены данные для моделей № 2, № 6 и № 11, в которых мощность песчаника составляет 10, 50 и 100 м соответственно.

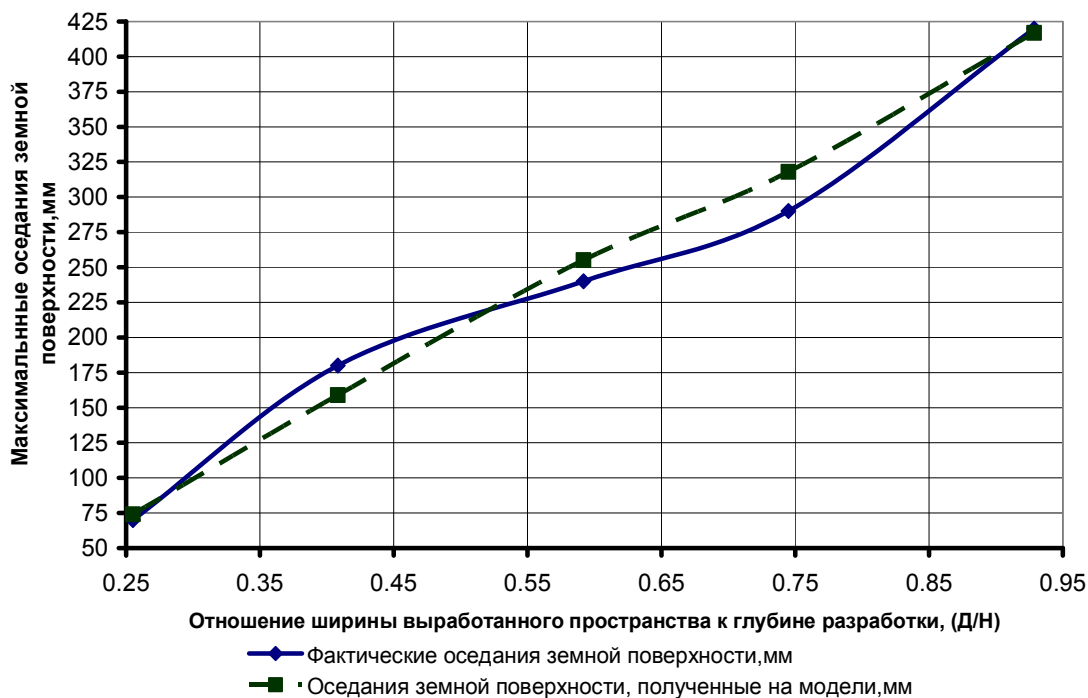


Рисунок 2 – Максимальные оседания земной поверхности при различной ширине выработанного пространства к глубине разработки (D/H), 1 – фактические; 2 – полученные на математической модели

Таблица 1 – Общая характеристика угольных пластов рабочей мощности

Модели	Кровля на 110 м выше отрабатываемого пласта h_8											
	уголь			песчаник			аргиллит			алевролит		
	Сумма мощностей всех пластов	Количество пластов	Процентное отношение	Сумма мощностей всех пластов	Количество пластов	Процентное отношение	Сумма мощностей всех пластов	Количество пластов	Процентное отношение	Сумма мощностей всех пластов	Количество пластов	Процентное отношение
№1	1,05	3	1	68	3	63	15	1	14	23	4	22
№2	1,5	2	1,3	10	1	8,9	101,3	3	89,8	-	-	-
№6	1,25	3	1,1	50	1	45,9	38,3	2	35,1	19,5	3	17,9
№11	-	-	-	100	1	92	9	1	8	-	-	-

В ходе моделирования оседания земной поверхности в процессе формирования мульды сдвижения были получены максимальные оседания (рис. 3а), зависящие так же от мощности прочных породных слоёв в кровле пласта (рис. 3б). Для аппроксимации полученных результатов рассмотрена модель линейной множественной регрессии вида:

$$\Delta\eta = a_0 + a_1 \cdot M + a_2 D/H, \quad \text{мм} \quad (1)$$

где $\Delta\eta$ – величина оседания земной поверхности, м;

M – мощность песчаника в основной кровле, м;

D/H – ширины выработанного пространства, м;

H – глубина разработки, м;

a_0, a_1, a_2 – свободные коэффициенты.

Коэффициенты уравнения (1) находились методом наименьших квадратов при решении системы уравнений:

$$\begin{cases} a_0 n + a_1 \sum M + a_2 \sum \frac{D}{H} = \sum \eta, \\ a_0 \sum M + a_1 \sum M^2 + a_2 \sum M \cdot \frac{D}{H} = \sum M \cdot \eta, \\ a_0 \sum \frac{D}{H} + a_1 \sum M \frac{D}{H} + a_2 \sum \left(\frac{D}{H} \right)^2 = \sum \frac{D}{H} \cdot \eta \end{cases} \quad (2)$$

В ходе решения системы нормальных уравнений, определены коэффициенты уравнения регрессии (1):

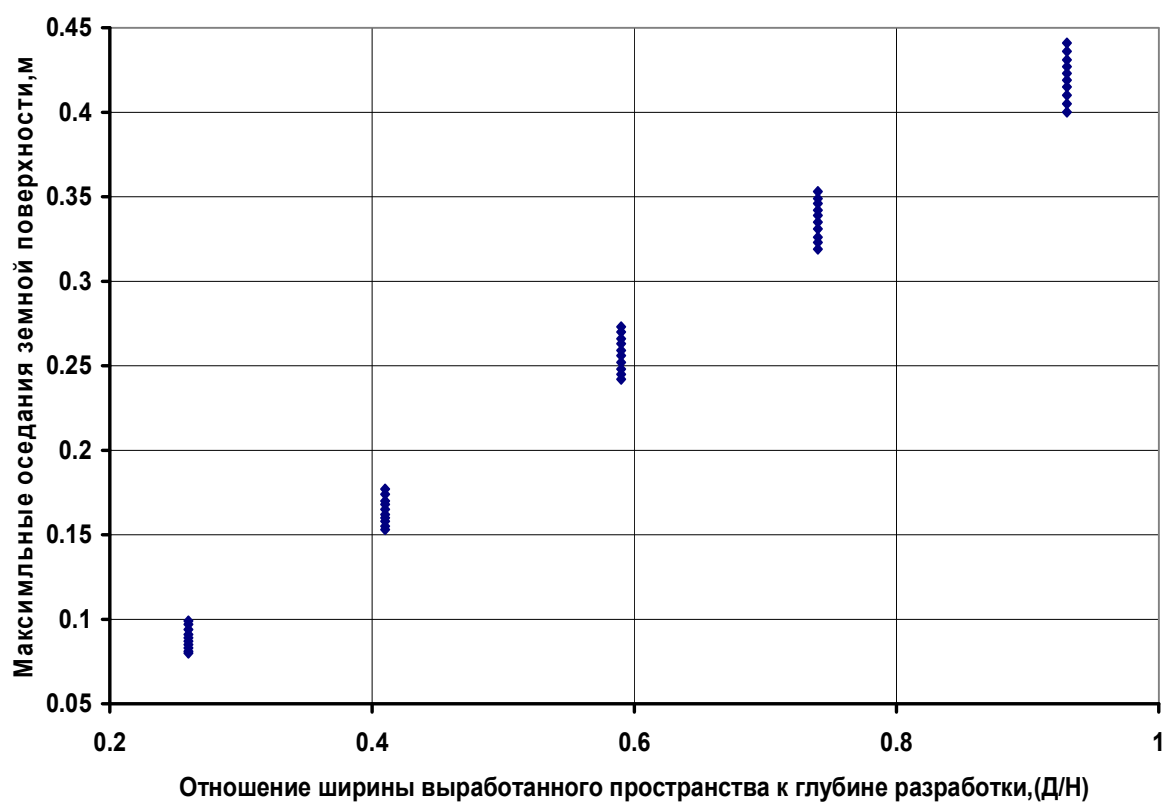
$$\Delta\eta = -0,02149 - 3,31 \cdot 10^{-4} \cdot M + 0,5 \cdot D/H, \text{ м} \quad (3)$$

Рассмотренные парные коэффициенты корреляции между $\Delta\eta \div M$, и $\Delta\eta \div D/H$, соответственно равны - 0,08 и 0,996, что указывает на наличие сильной прямой связи между величиной осадки земной поверхности $\Delta\eta$ и D/H и на умеренную обратную связь оседаний $\Delta\eta$ и мощностью прочного слоя M . Межфакторная связь $M \div D/H$, отсутствует, следовательно, оба фактора информативны и их включить в модель целесообразно.

Определённые коэффициенты эластичности $E_M = -0,072$ и $E_{D/H} = 1,16$, т.е. при изменении мощности прочного породного слоя (M) на 1% оседание $\Delta\eta$ уменьшается на 0,072%; а при росте отношения D/H на 1% прирост оседаний составляет 1,16%. Фактор D/H в большей степени влияет на величину оседаний, чем M , что также подтверждено значениями парных коэффициентов корреляции. Коэффициент детерминации R^2 уравнения (3) равен 0,986. Вариация результата $\Delta\eta$ на 98,6% объясняется вариацией представленной в уравнении (3) факторов. Статистическая значимость факторов проверена по критерию Стьюдента: $t_M = 4,49 > t_{\text{табл}} = 2,02$;

$t_{D/H} = 57,35 > t_{\text{табл}} = 2,02$ Статистическая значимость полученного уравнения регрессии подтверждается F -критерием Фишера, ($F_{\text{расч}} = 1655 > F_{\text{табл}} = 3,18$).

а)



б)

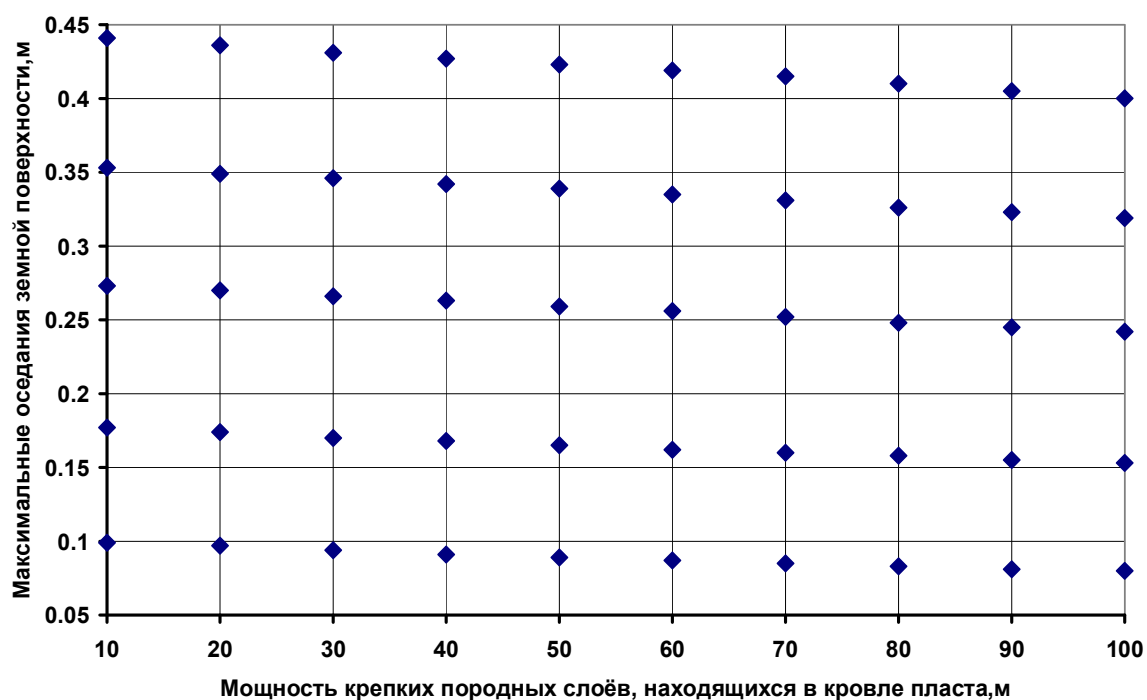


Рисунок 3 – Величины оседаний поверхности полученные в результате численного моделирования: а) - изменения ширины выработанного пространства (Д) к глубине разработки (Н) ; б) изменения мощности крепкого породного слоя

Отклонение расчётных значений оседаний земной поверхности, полученные по уравнению регрессии (3) с фактическими оседаниями, полученные путём nivelирования составило 11 мм, что приемлемо при прогнозировании величин оседания.

Выводы и направление дальнейших исследований:

Предложена достоверная расчётная схема математических моделей для определения максимальных оседаний земной поверхности по мере выемки угля очистными забоями при различной ширине выработанного пространства, глубины ведения очистных работ, крепких породных слоёв, и полном учёте исходной инфор-

мации о горно-геологических и горнотехнических условиях разработки.

Получена регрессионная зависимость максимальных оседаний земной поверхности при различном отношении ширины выработанного пространства к глубине разработки (D/H) и прочных мощных породных слоёв (M), залегающих выше вынимаемого пласта.

При увеличении отношения ширины выработанного пространства (D) к глубине разработки (H) угольного пласта (D/H) величина $\Delta\eta$ максимальных оседаний растёт, а при увеличении мощности крепкого породного слоя (M) он уменьшается.

Библиографический список

1. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. Галузевий стандарт України: ГСТУ 101.00159226.001. – 2003. – Мінпаливенерго України. – Київ. – 2004. С. – 127.
2. Аверин Г. А. Механические характеристики пород кровли / Г. А. Аверин, П. Н. Кирьязов, О. Г. Доценко // Уголь Украины, 2010. – № 4. – С. 38-40.
3. Аверин Г. А. Влияние слоистости на оседание земной поверхности / Г. А. Аверин, П. Н. Кирьязов, О. Г. Доценко // Уголь Украины, 2010. – № 10. – С. 34-35.
4. Серяков А. С. Расчет процессов разрушения в слоистом горном массиве / В. М. Серяков В. М., А. С. Ягунов. - ФТПРПИ, 1990. - № 5. – С. 28-35.
5. Гавриленко Ю. Н. Математическое моделирование сдвижения горных пород и земной поверхности в слоистом массиве методом конечных элементов // Известия Донецкого горного института. – Донецк: ДНГУ, – 1997. - № 1 (5). – С. 87-93.
6. Ларченко В. Г. Определение зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов / В. Г. Ларченко, О. А. Черных - Сб. науч. тр. ДонГТУ. - Алчевск: ДонГТУ, вып. 22. - 2006. – С. 16-24.
7. Ларченко В. Г. Исследования сдвижений и деформаций толщи горных пород методом конечных элементов / В. Г. Ларченко, О. А. Черных. - «Форум гірників-2006» // Матеріали Міжнарод. конф. - Дніпропетровськ: НГУ, 2006.

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

Статья поступила в редакцию 27.06.13.

к.т.н. Аверін Г. О., Корецька О. Г. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ВПЛИВ МІЦНИХ ПОРІДНИХ ШАРІВ В ПОКРІВЛІ ПЛАСТУ, ЩО ВИЙМАЄТЬСЯ НА МАКСИМАЛЬНЕ ОСІДАННЯ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ

У статті наведені результати моделювання, спрямовані на визначення максимальних осідань земної поверхні, викликані веденням очисних робіт, що мають в основній покрівлі міцні породні «мости» різної потужності.

Ключові слова: математичне моделювання, метод кінцевих елементів, зрушення земної товщі, породи-«мости».

Averin G.A., Koretskaja E.G. (*DonSTU, Alchevsk, Ukraine*)

**THE DEPENDENCE OF THE MAXIMUM SURFACE SUBSIDENCES FROM THICKNESS
HARD ROCK STRATUMS THAT OCCUR ABOVE THE MINING LAYER**

The results of the simulation of hollowing layer were indicated in the article. It is aimed at determining the maximum surface subsidence's, where deposited hard rock layers in the main roof.

Key words: *mathematical modeling, finite element method, settling earth strata, sturdy breed layers.*

к.г.-м.н. Максимова Э.А.
(НГУ, г. Днепрпетровск, Украина, elmaks@i.ua)

ТИПЫ МЕСТОРОЖДЕНИЙ ГАЗОВЫХ ГИДРАТОВ И ИХ УЧЕТ ПРИ ПОДЗЕМНОЙ РАЗРАБОТКЕ

Выделены типы месторождений газовых гидратов по геолого-структурным признакам и литологическому составу вмещающих горных пород и обоснована необходимость их учета при разработке технологий извлечения газа.

Ключевые слова: газовые гидраты, клатраты, технологии добычи газа, дополнительные источники энергии.

Для разработки методов и технологий добычи газа из природных месторождений газовых гидратов, с точки зрения принципов горного производства, необходимо досконально понимать горногеологические условия будущего месторождения полезного ископаемого. Исследования в этом направлении ведутся коллективом горных инженеров кафедры подземной разработки Национального горного Университета [1, 2, 3]. На кафедре подземной разработки создана лаборатория инновационных технологий, где ведутся исследования по государственной тематике «Разработка методов и технологий добычи газа из природных газогидратов и получение искусственных газогидратов для оптимизации производственных процессов».

При разработке методики возможных способов извлечения газа, возникла необходимость учета литологического состава вмещающих пород, значений пористости, газо- и водопроводимости, а иными словами, в типизации месторождений газовых гидратов. В основу разработки типов был положен генетический признак таких месторождений и приуроченность залежей газогидратов к месторождениям нефти и газа.

Целью настоящей статьи является изложение основных принципов **разделения** месторождений газовых гидратов **на типы**, с целью дальнейшей их разработки.

Геологами давно доказана приуроченность месторождений нефти и газа осадочного чехла к тектоническим структурам земной коры (зонам разломов) и зонам пе-

рехода от континентов к океаническим впадинам [4], вдоль которых также зачастую идут крупнейшие тектонические нарушения. Все разломы имеют измеримую толщину и протяженность, которые измеряют по величине деформированных пород. Разлом, проходящий через различные слои литосферы, будет иметь различные типы горных пород вдоль всей своей протяженности.

Разломы часто являются геохимическими барьерами, – поэтому к ним приурочены залежи твердых полезных ископаемых и скопления нефтегазоносных флюидов [5]. Из-за смещения горных пород в них формируются ловушки, в которых зарождаются месторождения нефти и газа. Такая пространственная локализация нефти и газа в виде ловушек связывается учеными с наличием нефтегазопроводящих каналов в виде глубинных разломов, по которым происходит постоянная или периодическая подпитка месторождений (рис. 1).

Это положение подтверждается множеством экспедиций и исследований, проводимых в Атлантическом, Индийском и Северном Ледовитом океанах, в западной и восточной части Тихого океана, на озере Байкал, Беринговом и Охотском морях.

Вместе они объединяют бассейны, в которых сосредоточено не менее 70-75 % запасов нефти и газа, открытых к настоящему времени. Например, российским институтом проблем нефти и газа РАН детально исследуются процессы формирования и генезиса нефтегазоносных залежей.

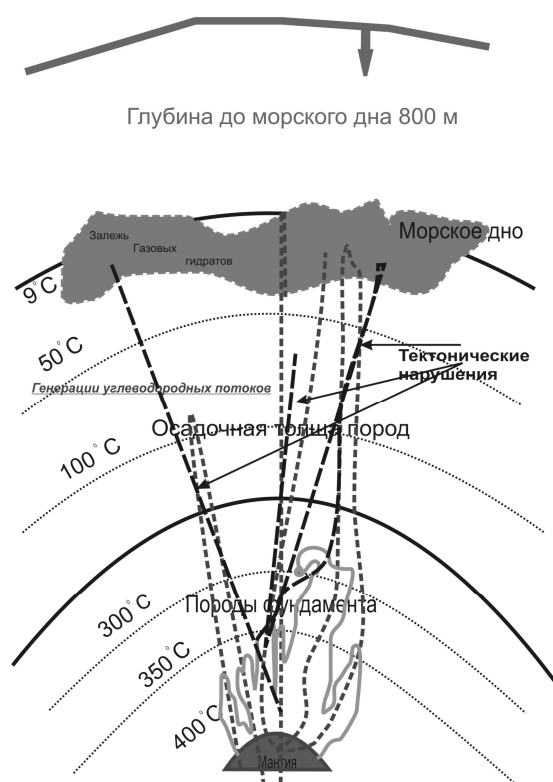


Рисунок 1 – Схема генерации залежи газовых гидратов (рисунок автора)

В условиях повышенных температур ($T > 350^{\circ}\text{C}$) и давлений, под экраном серпентинитов фундамента Охотского моря, идет накопление метана и его гомологов: этана, пропана, бутана, гексана и др. и создается автоклавная ситуация. Таким образом там же формируются все компоненты нефти. Высокая сейсмическая активность и высокое поровое давление приводит к нарушению целостности экрана фундамента серпентинитовых слоев в очаговых зонах землетрясений. Поскольку флюиды концентрируются в сжатом виде, поровое давление в зонах высокой аккумуляции флюидов постоянно увеличивается и углеводородные экструзии и интрузии мигрируют по сдвиговым разломам, зонам трещиноватости и расщеливания в толщу осадочных пород – в так называемые осадочные ловушки присдвиговых прогибов. Этот вывод подтверждается работами ученых-геофизиков. По расчетам этих авторов по сдвиговому разлому постоянно бегут

волновые энергетические импульсы, которые и формируют эффект повышенной энергетики, который и приводит к постоянным выделениям газа из недр Земли. К этим зонам также приурочены месторождения газовых гидратов [6, 7].

При разработке классификации месторождений газовых гидратов по типам, было принято за основу, что именно в таких ловушках, при понижении температурной среды, но еще при высоком давлении и происходит формирование газогидратных залежей (рис. 1, 2).

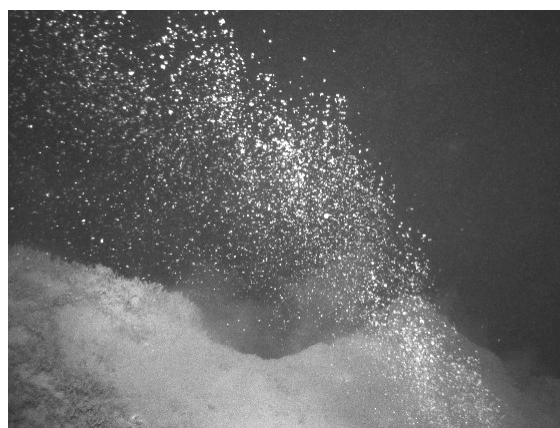


Рисунок 2 – Выделение газа из недр Земли с образованием газогидратной залежи. Снимок сделан Doug L. Hoffman, Allen Simmons (The Resilient Earth: Science, Global warming and future of humanity, USA, 2007)

Молекулы газогидратов образуют в своей совокупности так называемые клатраты - кристаллические структуры, в которых газ находится в окружении молекул воды. Таким образом, поскольку газовый гидрат формируется путем внедрения молекул газа в молекулы воды, то в основу разработки типов таких месторождений автором был положен принцип видов нахождения воды во вмещающих породах. А виды нахождения воды в породах, в свою очередь, зависят от типов пород.

Сопоставляя множество взаимоподтверждающих фактов генетического сходства различных месторождений газовых гидратов, увязывая в единую систему многочисленные мировые исследования вулканологов, геофизиков, химиков и физиков, авто-

ром предлагается при разработке технологий добычи газа из природных месторождений газовых гидратов, опираться на геолого-структурные особенности, литологический состав и фильтрационные свойства вмещающих пород каждого конкретного месторождения газовых гидратов.

Таким образом, были выделены **5 типов** месторождений газовых гидратов, в зависимости от вещественного состава вмещающих пород, геологических структур и соответственно их фильтрационных свойств.

1 тип. Месторождения газовых гидратов, представляющие собой сплошные залежи на дне морей и океанов, в зонах шельфа и впадин, в зоне крупных тектонических нарушений: вдоль сбросов, взбросов, сдвигов, внутри грабенов. Это аморфные залежи газовых гидратов в виде чистого льда, залегающие в виде самостоятельных слоев большой мощности (от 2-3-х до 150-200 м). Для этих толщ при выборе технологии разработки следует учитывать большую и интенсивную удельную газоотдачу залежи, достигающую 80-90%.

2 тип. Месторождения газовых гидратов в виде сплошных толщ из практически однородных, мелкозернистых структур массивов газовых гидратов, залегающих в зонах шельфа и впадин морей и океанов, преимущественно в песках, перетертых крупнозернистых, раздробленных катаклазитах, на контакте и под дном, а также возможны на континентах в зонах вечной мерзлоты в пределах погребенных разломов. Это несцементированные или слабосцементированные терригенные отложения со сверхкапиллярными поровыми каналами, с диаметром пор 0,5 – 2,0 мм. В расчетах запасов и принятии технологии разработки месторождений 2 типа следует принимать значения пористости в диапазоне величин 35-45%, а удельная газоотдача будет достигать 50%.

3 тип. Месторождения газовых гидратов, приуроченные к супесчаным и суглинистым отложениям, имеющие капиллярные поры 0,0002 – 0,5 мм, которые насы-

щены газогидратом. Значения пористости находятся в пределах 3-20%. Могут слоистые отложения, залегающие под различными углами падения антиклинальных или синклиналиных складок, залегающие под дном морей и океанов, а также возможны в зонах вечной мерзлоты в пределах тектонических нарушений. В таких месторождениях удельная газоотдача будет составлять не более 10%.

4 тип. Месторождения газовых гидратов в обломочных горных породах брекчиевидных разновидностей. Этот тип залежи образуется в различных геодинамических условиях, характеризуется весьма разнообразным строением вмещающей толщи, образуется на плоскостях смещения массивов горных пород под дном морей и океанов и в зонах вечной мерзлоты. Значения пористости и проницаемости будут

колебаться в широком диапазоне, в зависимости от литологических разностей вмещающей толщи и тектонической раздробленности.

5 тип. Месторождения газовых гидратов в виде жильных месторождений, сформированных в крупных массивах магматических горных пород, вдоль сбросов, сдвигов и, соответственно, газогидраты залегают в виде крупных жил. Они имеют смешанную структуру – от брекчиевидной, мелкозернистой – до аморфной, залегающие под дном морей и океанов, а также возможны в зонах вечной мерзлоты. Иными словами, в крупных жилах, кавернах или пещерах, газовый гидрат будет залежать в виде залежи 1 типа, в виде чистого льда, с самыми высокими значениями проницаемости и удельной газоотдачи. В межжильных пространствах, так называемых окраинных зонах тектонических нарушений, залежам газового гидрата, будут присущи фильтрационные показатели как третьего, так и четвертого типов месторождений газовых гидратов.

Исходя из состава вмещающих пород и геологических структур, учитывая их фильтрационные свойства, а именно из выделенных типов месторождений, необ-

ходимо начинать выбор объекта разработки. В объект разработки может быть включен один, несколько или все пласты месторождения, если они приурочены к одному типу месторождений, а затем принята одна технология добычи. Этот шаг подразумевает искусственное выделение, в пределах разрабатываемого крупного месторождения, геологического образования (пласта, массива, структуры, совокупности пластов) одного типа по настоящей классификации, содержащего промышленные запасы газового гидрата, извлечение которых из недр будет осуществляться по одной, единой технологии. Таким образом, определяется для каждого типа единая система разработки выбранного объекта. Под системой разработки, в данном случае, понимается совокупность взаимосвязанных инженерных решений, а именно: последовательность вскрытия газогидратной залежи, число, соотношение и расположение добывающих скважин и скважин, воздействующих на пласт, число резервных скважин, управление разработкой, охрану недр и окружающей среды.

Основные выводы.

1. Предложено рассматривать приуроченность месторождений нефти, газа, газоконденсата и газовых гидратов осадочного чехла к тектоническим структурам земной коры в аспекте дополнительного признака в поиске месторождений газовых гидратов; типизация природных месторождений газовых гидратов осуществляется в зависимости от принадлежности их к различным тектоническим структурам, условиям залегания, вещественного состава и фильтрационных свойств вмещающих пород.

2. Методы и технологии добычи газа из природных месторождений газовых гидратов разрабатываются в соответствии с типами таких месторождений и с учетом термобарических условий их равновесного состояния и гидродинамической обстановки залежи; разделение месторождений газовых гидратов на типы, позволит обосновать такие параметры разработки этих месторождений, которые позволят обеспечить оптимальное извлечение газа, охрану недр и окружающей среды.

Библиографический список

1. Bondarenko V. Development of gas hydrates in the Black sea / V. Bondarenko, K. Ganushevych, K. Sai, A. Tyshchenko // Materials of the V International scientific-practical conference "School of Underground Mining-2011" "New geoinformational and technical systems in Mining". – Netherlands: CRC Press / Balkema, 2011. – P. 55–59.
2. Бондаренко В.И. Разработка месторождений газовых гидратов Черноморской впадины – актуальная задача в современном поиске альтернативных источников энергии на территории Украины / В.И. Бондаренко, Э.А. Максимова // Матеріали VI міжнар. наук.-практ. конф. «Школа підземної розробки». – Дніпропетровськ: НГУ. – 2012. – С. 294–298.
3. Bondarenko V. Gas hydrate deposits of the black Sea's trough: currency and features of development / V. Bondarenko, E. Maksymova, K. Ganushevych, K. Sai // Materiały Konferencyjne "Szkoła Eksploatacji Podziemnej 2013". – Krakow, 18-22 lutego 2013. – P. 66–69.
4. Dallimore S. Scientific Results from JAPEx / JNOC / GSC Mallik 2L-38 Gas Hydrate research Well / S. Dallimore, T. Collett, T. Uchida. – Canada: Geological survey of Canada, Bulletin, 1999. – 403 p.
5. Звездин В.Г. Нефтепромысловая геология: учебное пособие / В.Г. Звездин. – Пермский государственный университет, 2007. – С. 45–49.
6. Конюхов А.И. Мировой океан и глобальные пояса нефтегазонакопления / А.И. Конюхов // Геология морей и океанов: Материалы XVIII Международной научной конференции (Школы) по морской геологии. – М., 2009. – Т. II. – С. 61–64.
7. Конюхов А.И. Окраины континентов – глобальные пояса нефтегазонакопления / А.И. Конюхов // Литология и полезные ископаемые. – М.: Недра, 2009. – No 6. – С. 563–582.

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

Статья поступила в редакцию 29.05.13

к.г.-м.н. Максимова Е.О. (НГУ, м. Дніпропетровськ, Україна)

ТИПИ РОДОВИЩ ГАЗОВИХ ГІДРАТІВ І ЇХ ВРАХУВАННЯ ПРИ ПІДЗЕМНІЙ РОЗРОБЦІ

Визначені типи родовищ газових гідратів за геолого-структурними показниками й літологічному складу гірських порід, що їх вміщують, та обґрунтована необхідність їх врахування при розробці технологій видобутку газу.

Ключові слова: газові гідрати, клатрати, технології видобутку газу, додаткові джерела енергії.

Maksymova E.O. (NMU, Dnipropetrov'sk, Ukraine)

TYPES OF GAS HYDRATES DEPOSITS AND THEIR CONSIDERATION DURING UNDERGROUND MINING

Identified types of deposits of gas hydrates by geological and structural attributes and lithological composition contains of rocks and the necessity of them into account in developing processes of gas extract.

Key words: gas hydrates, clathrates, technology of gas extraction, additional energy sources.

Кизияров О.Л.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, Radioalex@bk.ru)

МЕТОДИКА ВЫБОРА СКРЕПЛЯЮЩЕГО СОСТАВА ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ НАГНЕТЕНИЕМ

Разработана методика по выбору нагнетаемого состава для упрочнения кровли очистного забоя с учетом прочностных, деформационных и физических свойств флюида.

Ключевые слова: скрепляющий состав, относительные деформации, нагнетание, время отверждения.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Рентабельность угольных предприятий во многом зависит от добычи очистных забоев. На участках с неустойчивыми кровлями, а также в районах дизъюнктивных нарушений происходит снижение нагрузки на очистной забой, а себестоимость добываемого угля возрастает в 2...4 раза. Одним из способов решения данной проблемы является упрочнение неустойчивых пород. Применение технологии упрочнения кровли в лаве обусловлено целесообразностью сохранения объемов добычи угля, снижения производственного травматизма, улучшения качества и уменьшения себестоимости добываемого угля. В условиях сильнотрещиноватых пород наиболее эффективно применения технологии упрочнения нагнетанием в кровлю под давлением скрепляющих составов на полимерной основе. Для нагнетания скрепляющих составов широко применяются насосы отечественного производства типа НАГУС 212, а также зарубежных производителей: шестеренчатые насосы SK90, поршневые насосы DP-35, DP-40 (Minova), способные создать рабочее давление до 16...25 МПа и темп подачи полимера до 30 л/мин. В настоящее время разработан большой ассортимент составов для инъектирования, которые характеризуются рядом свойств: временем отверждения, вязкостью, адгезионными свойствами и др. [1], представленными в таблице 1. Тип скрепляющего состава для конкрет-

ных условий оказывает влияние не только на качество упрочнения кровли, но и стоимость технологии, т.е. выбор скрепляющего состава является актуальной задачей.

Постановка задачи. Задачей данной работы является разработка методики выбора состава для нагнетания в кровлю очистного забоя с комплексным учетом прочностных, деформационных и физических свойств флюида.

Изложение материала и его результаты. Одним из основных свойств, определяющих возможность применения скрепляющего состава, является величина его адгезии с породами $\sigma_{с.адг}$. Условие применимости скрепляющего состава имеет вид

$$\sigma_{с.адг} \geq \sigma_{к.р}, \text{ МПа}, \quad (1)$$

где $\sigma_{к.р}$ - предел прочности кровли на растяжение, МПа.

С другой стороны, для предотвращения разрушения отвержденного состава его деформационные характеристики должны соответствовать деформациям упрочняемой среды, т.е.

$$[\varepsilon_c] \geq |\varepsilon_{к.макс}|, \quad (2)$$

где $[\varepsilon_c]$ - допустимая величина предельных относительных деформаций скрепляющего состава;

$|\varepsilon_{к.макс}|$ - максимальное значение относительных деформаций упрочняемой кровли.

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

Таблица 1 - Свойства скрепляющих составов для инъецирования

Наименование состава, разработчик	Основа состава	Прочность, МПа		Вязкость компонентов, $\mu\text{с}$, мПа·с		Время отверждения $t_{\text{с.отв}}$, мин	Отношение $\frac{t_{\text{с.отв}}}{\mu\text{с}}$, Па^{-1}
		адгезионная, $\sigma_{\text{с.адг}}$	на сжатие, $\sigma_{\text{с.сж}}$	А	В		
ПИЦ + П-7, Укрспецполимеркрепь, Украина	Пенополиуретан	0,7...0,9	1...3	350...450	950...1400	60...120	4,57
А-338, НПО "Полимерсинтез", Россия		2,0...3,0	-	350...400	900...1100	20...30	1,71
Bevedol S-Bevedan, Bevedol WF-Bevedan, Bevedol WFA-Bevedan ("Carbotach" Германия)		-	-	670 550 470	500 500 500	≈ 2 ≈ 3 ≈ 1	0,214 0,343 0,124
Екорур W, Екорур HW, Екорур S, Екорур HS		2,6...4,0	80	200	400	50...120 30...40 70...240 500...1200	10,0 6,0 14,0 100,0
Wipur, "Willich", Германия		-	-	150...250	510...610	15	2,37
ППУ-328, ППУ-329 (Россия)		2,0...3,0	1,5	250	450	90...120 10...15	15,4 1,71
Minopur W, Minopur HW	Минерально-уретановая	1,5...3,2	60	400...500	200...400	50...120 30...40	8,0 4,0
Wilkit, "Willich", Германия	Органоминеральная	-	60	800...1100	180...300	10...15	1,08
ГСД-9, ТС-10, Россия	Фенольно-формальдегидная	0,4...0,6	12...14	-	-	30...50	-
Вильфлекс-1, "Willich", Германия		-	0,6...1,2	-	-	20...30	-
КФ-Ж + ПИЦ, ИГД им. А.А. Скочинского, Россия	Карбамидо-формальдегидная	1...1,2	25	350...700	350...450	40...60	5,19
Wisofoam IN-4, Wisofoam IN-10		1,0...1,2	30...35 45...60	400...1500	100...200	30...50	3,27
"СКАТ", УкрНИМИ, Украина		2,4...3,2	25...31	180...300	50...120	20...40	7,39

Результаты исследований относительных деформаций поверхности кровли изложены в работе [2]. Авторами установлено, что на протяженных участках лав относительные деформации кровли перпендикулярно забою носят растягивающий характер, а параллельно забою – сжимающий. Кроме того, величина деформаций перпендикулярно забою на порядок выше, чем параллельно. Таким образом, наибольший интерес представляют относительные деформации перпендикулярно забою. После обработки экспериментальных данных автором получено уравнение для определения максимальных значений относительной деформации поверхности кровли ε_{\perp}

$$\varepsilon_{\perp} = (0,0023 \cdot H - 0,61 \cdot m + 17,6 / \sigma_{\kappa.сж}) \cdot 10^{-3}; \quad (3)$$

$$R^2 = 0,84; F_p = 85,3, \alpha_p = 0,00044,$$

где H – глубина разработки, м;
 m – вынимаемая мощность пласта, м;
 $\sigma_{\kappa.сж}$ – предел прочности кровли на сжатие, МПа;

R^2 – коэффициент детерминации;

F_p – значение критерия Фишера;

α_p – уровень значимости критерия Фишера.

Используя закон Гука, а также приведенную зависимость (3), неравенство (2) может быть представлено в виде

$$[\varepsilon_{\kappa.}]=\frac{[\sigma_{\kappa.p}]}{E_{\kappa.}} \geq |\varepsilon_{\kappa.макс}|= \quad (4)$$

$$= (0,0023 \cdot H - 0,61 \cdot m + 17,6 / \sigma_{\kappa.сж}) \cdot 10^{-3},$$

где $[\sigma_{\kappa.p}]$ – предел прочности отвержденного состава на растяжение, МПа;

$E_{\kappa.}$ – модуль упругости отвержденного скрепляющего состава, МПа.

При отсутствии сведений о модуле упругости состава $E_{\kappa.}$ его значение ориентиро-

вочно может быть найдено по формуле [3]

$$E_{\kappa.} = 267 \cdot \sigma_{\kappa.сж}, \text{ МПа}, \quad (5)$$

где $\sigma_{\kappa.сж}$ – предел прочности отвержденного состава на сжатие, МПа.

Для успешного инъецирования скрепляющего состава его длительность отверждения $t_{\kappa.отв}$ должна превышать продолжительность нагнетания $t_{наг}$. С другой стороны, длительность отверждения состава не должна превышать длительности технологического цикла по выемке угля в лаве за вычетом суммарного времени на подготовительно-заключительные операции (поднос оборудования, бурение шпуров, соединение запорно-смесительных элементов, герметизация шпура) и собственно на нагнетание, т.е.

$$t_{наг} < t_{\kappa.отв} \leq t_{\kappa.} - t_{н.з} - t_{наг}, \quad (6)$$

где $t_{наг}$ – длительность нагнетания в кровлю скрепляющего состава, мин;

$t_{\kappa.}$ – длительность технологического цикла по выемке угля в лаве, мин;

$t_{н.з}$ – продолжительность подготовительно-заключительных операций для выполнения работ по нагнетанию, мин; исходя из опыта выполнения работ по упрочнению ведущими организациями $t_{н.з} = 20...30$ мин.

Для определения времени нагнетания $t_{наг}$ на основании данных [4] получено регрессионное уравнение

$$t_{наг} = 54,2 \cdot \sigma_{\kappa.p}^{1,5} + 487 \cdot \mu + 678 / P_{наг} - 302, \text{ сек}; \quad (7)$$

$$R^2 = 0,94; F_p = 832, \alpha_p = 2,55 \cdot 10^{-5},$$

где $\sigma_{\kappa.p}$ – предел прочности кровли на растяжение, МПа;

$P_{наг}$ – давление нагнетания, МПа.

В работе [4] не осуществлено одновременное варьирование всеми исследуемыми

факторами, а диапазон варьирования индивидуальных факторов не полный, что снижает достоверность полученной зависимости (7). Кроме того, данная зависимость не позволяет оценить влияние взаимодействий факторов, в связи с чем был проведен полнофакторный эксперимент с центральным композиционным планом первого порядка, с варьированием факторов на двух уровнях. В таблице 2 приведены диапазоны варьирования факторов, а также соответствующие кодированные значения.

Согласно плану эксперимента, с применением численных методов решены 8 задач, результаты которых сведены в таблицу 3.

После обработки результатов эксперимента получена зависимость в кодированном виде

$$t_{\text{наг}} = 886 + 561 \cdot X_1 + 701 \cdot X_2 + 766 \cdot X_3 + (8) \\ + 436 \cdot X_1 \cdot X_2 + 481 \cdot X_1 \cdot X_3 + 606 \cdot X_2 \cdot X_3 + \\ + 371 \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3, \text{ сек.}$$

После преобразования коэффициентов к натурным величинам уравнение (8) приняло вид

$$t_{\text{наг}} = 5,1 - 1,5 \cdot X_1 - 12,9 \cdot X_2 - 32,7 \cdot X_3 + (9) \\ + 10,9 \cdot X_1 \cdot X_2 + 28 \cdot X_1 \cdot X_3 + 183 \cdot X_2 \cdot X_3 + \\ + 559 \cdot X_1 \cdot X_2 \cdot X_3, \text{ сек.}$$

Как видно из уравнения (9), наиболее значимый коэффициент наблюдается при взаимодействии всех трех исследуемых факторов $X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$. Подставив данное взаимодействие в качестве факторного признака в регрессионную модель, получим следующую зависимость

$$t_{\text{наг}} = 623 \cdot \sigma_p^{1,5} \cdot \mu_c / P_n, \text{ сек; } (10)$$

$$R^2 = 0,98; F_p = 3814, \alpha_p = 1,21 \cdot 10^{-7}.$$

Полученные статистические показатели для зависимости (10) значительно выше, чем для (7), что свидетельствует о верном составлении модели.

Таблица 2 – Уровни и интервалы варьирования факторов

Фактор	Единицы измерения	Диапазон варьирования		
		-1	0	+1
$\sigma_p^{1,5} (X_1)$	МПа ^{1,5}	1	3,1	5,2
$\mu_c (X_2)$	Па·с	0,15	0,83	1,5
$P_n^{-1} (X_3)$	МПа ⁻¹	0,063	0,53	1

Таблица 3 – План-матрица эксперимента и результаты расчетов

№ задачи	X_1	X_2	X_3	$X_1 \cdot X_2$	$X_1 \cdot X_3$	$X_2 \cdot X_3$	$X_1 \cdot X_2 \cdot X_3$	$t_{\text{наг}}, \text{ сек}$
1	-1	-1	-1	1	1	1	-1	10
2	1	-1	-1	-1	-1	1	1	40
3	-1	1	-1	-1	1	-1	1	70
4	1	1	-1	1	-1	-1	-1	360
5	-1	-1	1	1	-1	-1	1	110
6	1	-1	1	-1	1	-1	-1	580
7	-1	1	1	-1	-1	1	-1	1110
8	1	1	1	1	1	1	1	3810

Учитывая, что μ_c , и $t_{c.отв}$ зависят от конкретного типа состава, подставив в неравенство (6) зависимость (10) и разделив левую и правую часть на μ_c получим условие

$$623 \cdot \sigma_p^{1,5} / P_{н.мин} < t_{c.отв} / \mu_c, \quad (11)$$

откуда

$$P_{н.мин} > 623 \cdot \sigma_p^{1,5} \cdot \mu_c / t_{c.отв}, \text{ МПа}, \quad (12)$$

где $P_{н.мин}$ - минимально допустимое давление нагнетания состава в нарушенный массив, МПа.

Отношение $t_{c.отв} / \mu_c$, приведенное в таблице 1, может быть использовано при выборе скрепляющего состава по фактору наименьшего давления нагнетания.

Максимальное давление нагнетания $P_{н.мах}$ ограничено технической производительностью насоса $P_{т.п}$, а также величиной гидроразрыва массива $P_{з.р.}$, т.е.

$$P_{н.мах} = \min(0,8 \cdot P_{з.р.}; P_{т.п}), \text{ МПа}. \quad (13)$$

Предельное давление инъекции, исключаяющей разрыв пород, определяется по формуле [5]

$$P_{з.р.} = \frac{\mu}{1-\mu} \cdot \gamma H + \sigma_{к.р} \approx \approx 0,011 \cdot H + \sigma_{к.р}, \text{ МПа}, \quad (14)$$

где μ – средняя величина коэффициента Пуассона массива пород; $\mu \approx 0,3$;

γ – объемный вес пород; $\gamma \approx 0,025 \text{ МН/м}^3$.

Условие для определения давления нагнетания с учетом вышеперечисленных требований имеет вид

$$P_{н.} = \min[0,8 \cdot (0,011 \cdot H + \sigma_{к.р}); P_{т.п}] \geq P_{н.мин}, \text{ МПа}, \quad (15)$$

где 0,8 - коэффициент запаса, исклю-

чающий гидроразрыв массива.

Полученное значение $P_{н.}$ подставляется в формулу (10) и рассчитывается время нагнетания $t_{наг}$.

Таким образом, при выборе скрепляющего состава рекомендуется следующая последовательность:

1) предварительно выбираются составы, удовлетворяющие условиям (1) и (4); в случае значительного водопитока в лаву, отбираются составы, рекомендуемые к применению в обводненных условиях (Bevedol WF-Bevedan, Bevedol WFA-Bevedan и др.);

2) по формуле (15) определяется давление нагнетания $P_{н.}$;

3) исключаются из дальнейшего рассмотрения составы, не удовлетворяющие условию (11);

4) по формуле (10) рассчитывается время нагнетания $t_{наг}$;

5) исключаются составы, не удовлетворяющие условию (6).

В случае возможности применения нескольких вариантов, окончательный выбор осуществляется с учетом минимальной стоимости скрепляющего состава.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Разработана методика по выбору скрепляющего состава для нагнетания в кровлю очистного забоя с комплексным учетом прочностных, деформационных и физических свойств флюида.

Получены эмпирические зависимости по определению параметров технологии упрочнения с учетом прочностных свойств массива и флюида - время и давление нагнетания скрепляющих составов.

Результаты исследований могут быть использованы проектными и научно-исследовательскими институтами при разработке дополнений к типовым паспортам выемки угля, крепления и управления кровлей очистных забоев.

Библіографічний список

1. Канін В.О. Охрана гірничих виробок газобетонним кріпленням / В.О.Канін, А.В. Анциферов. - Донецьк: ТОВ "АЛАН", 2004. - 396 с.
2. Деформации кровли в лавах / Н.К. Клишин, К.З. Склепович, С.И. Касьян [и др.] // Уголь Украины. - 2004. - №1. - С. 16 – 18.
3. Ржевский В.В. Основы физики горных пород: [учебник для студентов горных специальностей вузов] / В.В. Ржевский, Г.Я. Новик [2 изд. доп. и перераб]. - М.: Недра, 1973. - 286 с.
4. Кизияров О.Л. Исследование распространения скрепляющего состава при упрочнении неустойчивой кровли в лаве нагнетанием / О.Л. Кизияров // Сб. научн. трудов ДонГТУ. - Вып.36. - Алчевск: ДонГТУ, 2012. - С. 106–115.
5. Сборник задач по технологии и технике нефтедобычи: [учебное пособие для вузов] / И.Т. Мищенко, В.А. Сахаров, В.Г. Грон [и др.]. - М.: Недра, 1984. - 272 с.

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

Статья поступила в редакцию 27.06.13.

Кізіяров О.Л. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

МЕТОДИКА ВИБОРУ ЗМІЦНЮЮЧОЇ РЕЧОВИНИ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ НЕСТІЙКОЇ ПОКРІВЛІ В ЛАВІ НАГНІТАННЯМ

Розроблено методику щодо вибору нагнітальної речовини для зміцнення покрівлі очисного вибою з урахуванням міцнісних, деформаційних та фізичних властивостей флюїду.

Ключові слова: *зміцнювальна речовина, відносні деформації, нагнітання, час затвердіння.*

Kiziyarov O.L. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

SELECTION PROCEDURE FOR STRENGTHENING OF THE STAPLE UNSTABLE ROOF IN LONGWALL FACES DISCHARGE

The method of choice for the discharge of sewage treatment hardening of the roof coal face in view of the strength, deformation and physical properties of the fluid is developed.

Key words: *cementing composition, relative deformations, whipping, the curing time.*

Богатова Е.Н.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, nich@dmmti.edu.ua)

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ГОРНО-ШАХТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Проблема повышения надежности горно-шахтного оборудования существенно влияет на производительность добычи угля в очистных забоях. Рассмотренные закономерности простоев скребковых конвейеров дают возможность определять время начала повышенного внимания оценке работоспособности различных узлов и деталей скребковых конвейеров во время предварительной диагностики.

Ключевые слова: продолжительность и частота простоев, забойные конвейера.

Проблема надежности горно-шахтного оборудования наиболее остро проявляется во время его эксплуатации. Простои забойного оборудования вследствие отказов связаны со значительными производственными потерями. Один час простоя современного забойного оборудования вызывает потерю от 100 до 400 тонн угля [1].

Сведения о простоях оборудования и его надежности можно получить из «Журнала наблюдений за работой оборудования», который ведется персоналом, обслуживающим горную технику. В этом «Журнале» фиксируются простои не только оборудования в целом, но и выход из строя его отдельных узлов и деталей.

Среди различных видов горно-шахтного оборудования наиболее распространенной причиной является простои из-за отказов очистного оборудования – 34%, горно-эксплуатационные простои – 25%, отказ общешахтного оборудования – 20%, организационные причины простоев участка – 8%, общешахтные простои, отключение энергии – 8%, отказ участкового транспорта [ссылка на статью].

На забойные конвейера приходится в совокупности 56% отказов, на выемочные машины – 38%, на средства крепления – 6%.

Закономерности изменения частоты простоев скребковых конвейеров показаны на рис. 1, 2, 3.

На рис. 1 показан график причин частоты простоев с течением времени для новых конвейеров; на рис. 2 – забойные конвейера после капремонта и на рис. 3 – забойные конвейера не подвергавшиеся капитальному ремонту в течение длительного, более 1 года, срока их эксплуатации.

Анализ этих графиков показывает, что для новых конвейеров особое внимание оценки их работоспособности следует уделять, начиная с 6 месяца их эксплуатации. Для конвейеров после капитального ремонта и не ремонтировавшихся оценка их работоспособности и диагностика должны проводиться с первых дней эксплуатации при этом следует отметить, что в двух последних случаях средняя частота простоев составляет 12 и 20.

Полученные данные позволяют решить проблему снижения частоты и продолжительности простоев оборудования, за счет своевременного профилактического осмотра и ремонта горношахтного оборудования.

Однако, при этом по прежнему остается открытым вопрос диагностики отдельных узлов и деталей конвейеров с целью заблаговременного их ремонта или замены. Примерный порядок диагностирования электропривода забойных конвейеров должен предусматривать внешний осмотр

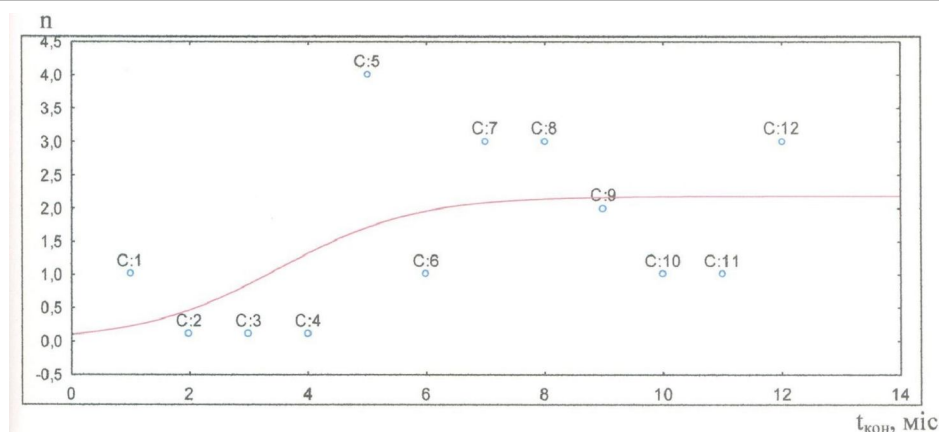


Рисунок 1 – График зависимости частоты простоев от продолжительности эксплуатации конвейеров (новые)

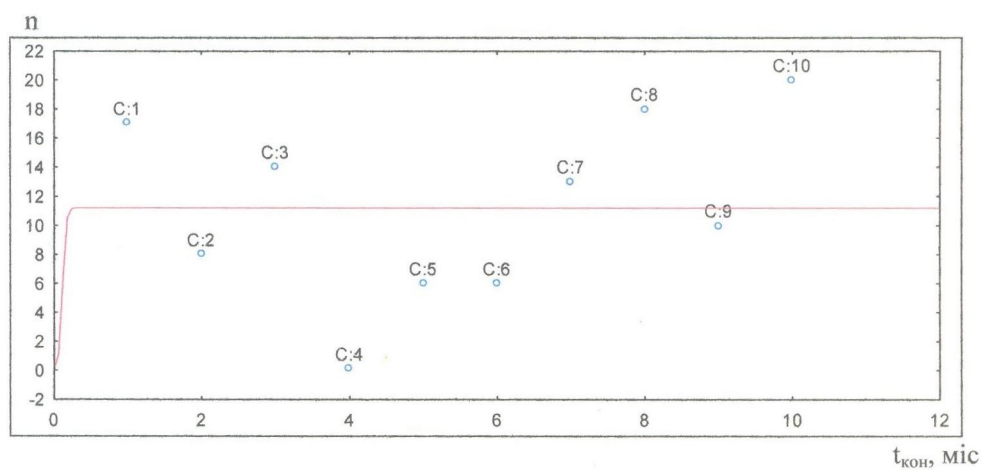


Рисунок 2 – График зависимости частоты простоев от продолжительности эксплуатации конвейеров (капитальный ремонт)

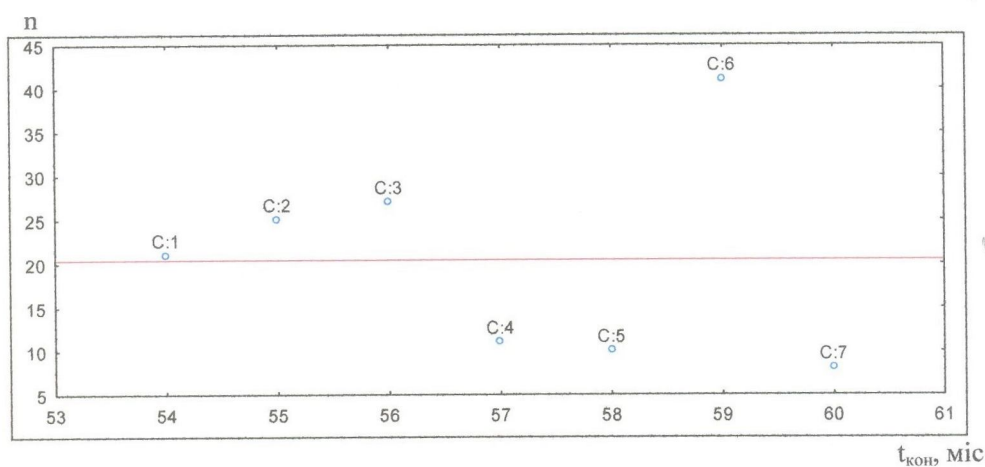


Рисунок 3 – График зависимости частоты простоев от продолжительности эксплуатации конвейеров (срок службы > 1 года)

электропривода забойных машин с выявлением внешних видимых дефектов, проверку целостности всех корпусных деталей и шланговой оболочки кабеля, взрывозащитных зазоров взрывозащиты, чистоты вентиляционных и маслосточных каналов в электродвигателях, состояния заземления и уплотнения вводов кабелей, проверку наличия всех крепящих элементов и их обтяжку, проверку правильности функционирования всех механизмов и сборочных единиц электропривода на холостом ходу, уровня шума, издаваемого сборочными единицами электропривода на холостом ходу и под нагрузкой, вибрации, про-

верку наличия местных перегревов сборочных единиц [3].

Если перечисленные параметры не имеют отклонений от нормы, то процесс предварительной диагностики технического состояния на этом оборудовании завершен. Однако при таком осмотре оборудования остаются не выявленными скрытые дефекты деталей и узлов, которые могут проявляться уже в процессе их работы. Для решения этой задачи предлагается оценивать частоту колебаний различных узлов и деталей с помощью виброметров и выявлять на основе ее анализа те из них, которые нуждаются в замене или ремонте.

Библиографический список

1. Надежность горных машин и оборудования. – Алчевск: ДГМИ, 2003. – 278 с.
2. Проблемы недропользования. Сборник научных трудов – Санкт-Петербург: НМСУ «Горный», 2013. – 264 с.
3. Диагностирование забойного оборудования. – Киев: «Техника», 1984. – 160 с.

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

Статья поступила в редакцию 03.07.2013.

Богатова К.М. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ГІРНИЧОШАХТНОГО УСТАТКУВАННЯ

Проблема підвищення надійності гірничошахтного устаткування істотно впливає на продуктивність видобутку вугілля в очисних вибоях. Розглянуті закономірності простоїв скребкових конвеєрів дають можливість визначати час початку підвищеної уваги оцінці працездатності різних вузлів і деталей скребкових конвеєрів під час попередньої діагностики.

Ключові слова: тривалість і частота простоїв, забійні конвеєра.

Bogatova K. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

IMPROVING THE RELIABILITY OF MINING EQUIPMENT

The problem of increasing the reliability of mining equipment greatly affects the performance of coal production faces. The regularities of downtime scraper conveyors make it possible to determine the start of more attention performance evaluation of different parts and components scraper conveyors during a previous diagnosis.

Keywords: duration and frequency of outages, coal conveyor.

МЕТАЛЛУРГИЯ

д.т.н. Смирнов А.Н.

(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина,
stalevoz@i.ua),

к.т.н. Куберский С.В.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина,
Skuberskiy@yandex.ru)

Левит М.Б.

к.т.н. Семирягин С.В.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ МЯГКОГО ОБЖАТИЯ НА КАЧЕСТВО НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА

С использованием результатов физического моделирования установлено влияние доли твердой фазы, интенсивности и степени мягкого обжатия на качество непрерывнолитых слабов. Показано, что при обжатии слэба на величину более 6 мм возможно образование трещин на поверхности узкой грани и в углах на стыке фронтов кристаллизации.

Ключевые слова: непрерывнолитой слэб, мягкое обжатие, интенсивность, степень обжатия, доля твердой фазы, выпучивание, трещины, качество.

В условиях развития технологии непрерывной разливки предъявляются высокие требования к качеству поверхности и внутренней структуры заготовки, что обуславливает уровень конкурентоспособности металлопродукции на внутреннем и мировом рынках. Эффективным приемом повышения качества непрерывнолитых заготовок, является реализация технологии их «мягкого» динамического обжатия, на стадии неполной кристаллизации. Эта технология компенсирует объемную усадку стали при затвердевании, способствует значительному снижению осевой пористости, V – образной и осевой ликвации, повышению плотности металла и измельчению первичного зерна при одновременном повышении однородности кристаллической структуры [1].

В настоящее время используется достаточно большое количество технологических приемов предусматривающих различные способы воздействия на кристаллизующийся слиток и являющихся предшественниками метода «мягкого» обжатия – «*soft redaction*».

Первые попытки применения метода мягкого обжатия относятся к концу 80-х годов прошлого века. Это так называемое

статическое «мягкое» обжатие, которое впервые показало достаточную эффективность метода. Например, на фирме «POSCO» с помощью статического мягкого обжатия путем настройки части роликовых сегментов освоили непрерывную разливку трубных сталей всех марок по стандарту API вплоть до X-100 [2].

Недостатком статического метода мягкого обжатия является то, что, если статически позиционируется несколько роликовых сегментов, то участок слитка между первым и вторым порогами проницаемости попадет в них только при определенной скорости литья. Причем это возможно только для стали имеющей определенную температуру и химический состав охлаждаемой по характерному для нее режиму. Но достаточно изменить скорость литья, и пределы зоны мягкого обжатия (первый и второй пороги проницаемости) окажутся за пределами этой зоны. При более низкой скорости обжатие будет поздним и неэффективным вследствие того, что уже сформировались осевая пористость и ликвация. Результатом такого обжатия будет увеличение нагрузок на роликовую подерживающую систему, а также возмож-

ность трещинообразования вследствие повышенной деформации. Даже если разливается марка стали со скоростью, для которой настройка сегментов на клин является оптимальной, то и в этом случае неэффективное обжатие гарантированно после снижения скорости литья. В реальном процессе непрерывной разливки периодическая смена скорости литья приводит к существенной нестабильности границ зоны мягкого обжатия. При этом при отсутствии системы быстрой замены погружных стаканов соотношение суммы периодов стабильного сохранения положений границ меньше суммы периодов стабильного сохранения скорости литья из-за инертности процесса кристаллизации. При статической настройке выборочных сегментов на клин во время периодов нестабильных границ нельзя рассчитывать на уменьшение осевой пористости. Если при одной и той же скорости литья разливается сталь с охлаждением по различным режимам, то при интенсивном охлаждении граница оптимального приложения воздействия смещается к кристаллизатору.

Еще одним опробованным технологическим приемом является так называемое термическое обжатие, заключающееся в изменении режима охлаждения с мягкого на жесткий. Как и в предыдущем случае для таких систем очень важным является точное прогнозирование соотношения жидкой и твердой фаз при реализации обжатия. В противном случае воздействие будет неэффективным либо приведет к ухудшению качества и износу технологического оборудования.

Примером неэффективного использования технологии термического обжатия, являются результаты исследований полученные авторами настоящей статьи при непрерывной разливке сортовых заготовок. На рисунке 1 показаны фотографии шлифов полученных от заготовок разлитых по традиционной технологии (а) и подверженных термическому обжатию за счет более жесткого охлаждения заготовок в конце затвердевания (б). В результате

более жесткого охлаждения сторона сортовой заготовки уменьшилась с 126 мм до 118 мм. Однако неправильное место реализации обжатия не только не повлияло на характер расположения и величину осевых дефектов, но и способствовало образованию внутренних трещин.

Более эффективным является метод динамического «мягкого» обжатия заключающийся в слежении в режиме on-line за ходом затвердевания заготовки и расчете уставок позиционирования (величин ходов штоков гидроцилиндров), которые отрабатываются гидроцилиндрами для обеспечения непрерывного питания области кристаллизации на участке слитка от первого до второго порога проницаемости. Как правило в таких системах используются трехмерные модели мониторинга теплового режима, что позволяет осуществлять динамически оптимизированное регулирование межроликового промежутка и конусности в зависимости от переходных условий разливки (фирма «VAI», Австрия). Такая технология может использоваться на МНЛЗ имеющих возможности варьирования границ зоны «мягкого» обжатия, а также величин обжатия в зависимости от условий эксплуатации и приводит к улучшению внутреннего качества, особенно при разливке высокоуглеродистых сталей [2]. Начало обжатия соответствует наличию 50% жидкой фазы в слитке, конец – 5% независимо от скорости и химического состава.

В процессе разливки в режиме on-line осуществляется непрерывный расчет кристаллизации с учетом химического состава, перегрева стали в промковше и скоростного режима. Параметром, по которому определяются положение границ зоны «мягкого» обжатия, является расстояние от мениска к сечению, в котором на центральной оси слитка достигается значение содержания жидкой фазы в начале и конце обжатия. Величина обжатия дифференцированная по толщине, а также по химическому составу разливаемой стали. Например, для низкоуглеродистых сталей она на 30-40% ниже, чем для трубных.

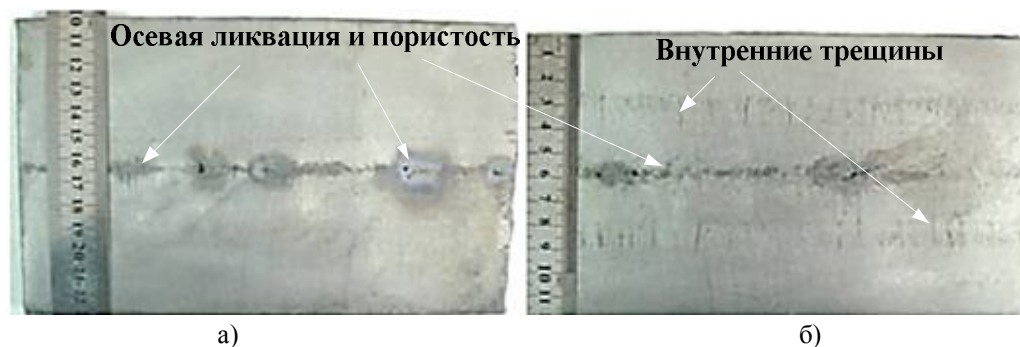


Рисунок 1 – Структура заготовки разлитой по базовой технологии (а) и с применением термического обжата (б)

На основании контроля качества по темплетам установки могут корректироваться с целью достижения оптимального качества.

На принципе прямого измерения основана система динамического «мягкого» обжата фирмы «SMS Demag AG» (Германия). Она включает:

- роликовые сегменты с самоцентрируемыми подвижными верхними рамами «Cyber Link», которые в процессе разливки могут совершать качания с малой амплитудой 0,3 мм и частотой 3 Гц. На каждом семироликовом сегменте для позиционирования установлены 4 гидроцилиндра с датчиками перемещений штоков и давлений;

- систему регистрации величин показателей датчиков перемещений и давлений и анализа сдвига фаз между ними, а также визуализацию на верхнем уровне управления АСУТП [3].

Система анализа на верхнем уровне позволяет в режиме on-line определять положение границ зоны по сдвигу фаз между кривыми изменения показателей датчиков перемещений и давлений. В такой системе снижается степень влияния данных о химическом составе, температуре перегрева металла в проковше, режиме охлаждения, так как датчики реагируют на наличие жидкой фазы и полное затвердевание жидкой сердцевины и определяют это положение объективно. Настройки системы мягкого обжата таким способом выглядят более оперативными, поскольку контроль качества по темплетам, конечно, нужен, но носит, скорее, калибровочный характер.

Для более точного определения границ твердожидкого состояния заготовки необходимо учитывать характер движения расплава в двухфазной зоне. С этой целью дополнительно к уравнениям теплопроводности вводятся уравнения гидродинамики расплава в двухфазной зоне, что позволяет следить за величиной и характером изменения давления расплава в этой зоне, определять и оценивать эффективность мягкого обжата. Это, во-первых, дает возможность не назначать, а точно определять положение первого порога проницаемости и содержание жидкой фазы в двухфазной зоне на оси заготовки, а во-вторых, контролировать давление расплава между первым и вторым порогами проницаемости в режиме реального времени и определять оптимальные уставки позиционирования.

Обобщая оценки влияния «мягкого» обжата на показатель осевой пористости, можно отметить следующее:

- при разливке малоуглеродистых сталей эффективность «мягкого» обжата относительно небольшая, коэффициент снижения концентрации пор в диапазоне скоростей литья 0,8-1,2 м/мин равен 1,17-1,48;

- при разливке углеродистых сталей эффективность мягкого обжата высокая, коэффициент снижения концентрации пор равен 2,0-2,27.

Следует отметить, что есть предел возможностей снижения осевой пористости. После второго (физического) порога проницаемости, при доле жидкой фазы 0,2-0,3, сталь все равно беспрепятственно кристаллизуется с образованием пор и ника-

кие средства, в том числе «мягкое» обжатие, не способны предотвратить их появление.

Сверхнизкоуглеродистые стали без «мягкого» обжатия не испытывают дефицита питания границ практически до второго порога проницаемости. Их показатели осевой пористости могут быть верхней оценкой качества, которые при разливке углеродистых сталей достигаются лишь с использованием мягкого обжатия. Наиболее эффективно «мягкое» обжатие при большой толщине, высоких скоростях и повышенном содержании углерода.

Определенные особенности имеет применение метода «мягкого» обжатия для динамического воздействия на внутренние объемы кристаллизующихся слабов большого сечения, что следует связывать прежде всего с устойчивостью твердого каркаса заготовки. Во-первых, твердый каркас затвердевающих сортовых заготовок или блюма имеет гораздо большую жесткость, чем у слэба, что существенно увеличивает необходимое удельное усилие обжатия. Это, в свою очередь, повышает вероятность образования внутренних трещин по границам дендритов. С другой стороны, применение обжатия по двум противоположным граням обязательно вызывает изгиб (выпучивание) двух боковых граней, что в значительной степени может изменить условия движения металла в жидкой сердцевине и снизить до минимума эффект уменьшения осевой ликвации вследствие эффекта «перетекания» жидкой фазы.

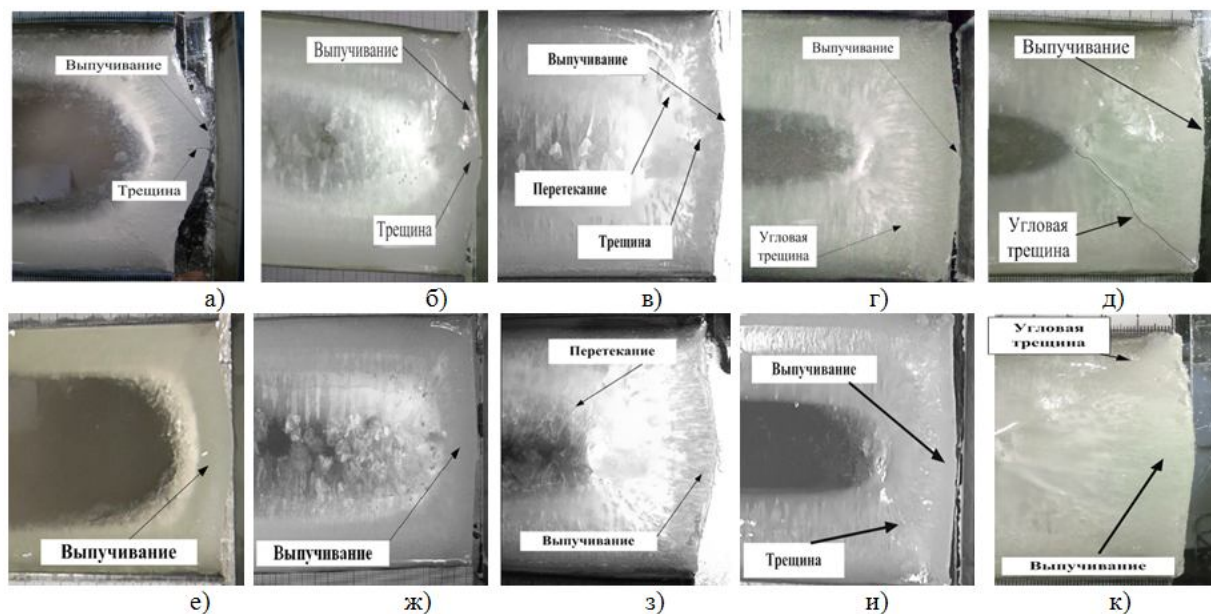
Таким образом, можно отметить, что использование современных технологий «мягкого» обжатия способствует значительному улучшению качества непрерывнолитого металла. Однако практически все существующие системы функционируют на базе различных математических моделей, что не в полной степени позволяет учесть многообразие физико-химических процессов имеющих место при кристаллизации стали. Кроме того, имеющиеся в литературе сведения о наиболее эффективных соотношениях твердой и жидкой фаз в месте динамической деформации, законе ее приложения, степени, интенсивности и скорости обжатия носят иногда противо-

речивый характер [1-4]. Развить теоретические представления о механизме влияния «мягкого» обжатия на качество металла, а также уточнить основные технологические параметры его реализации можно с использованием методов физического моделирования процессов протекающих в двухфазной области в условиях деформации непрерывнолитой заготовки с не полностью закристаллизовавшейся сердцевинной, что и было основной задачей настоящих исследований.

Для физического моделирования «мягкого» обжатия слэбов использовались модель и методика подробно описанные в работах [5-7]. Исследования проводили с использованием дендритокристаллизующегося вещества камфен, при доле твердой фазы 30-70%, расходе охлаждающей воды на каждую грань 1,125 л/мин, интенсивности обжатия 6 и 12 мм/мин, а также различной степени обжатия.

На всех экспериментах не обнаружено существенного влияния степени обжатия на поведение кристаллизующегося образца. Отличительным является лишь тот факт, что выпучивание происходит более плавно и менее выражен эффект переливания жидкости. Это можно объяснить более благоприятными условиями для частичного затекания моделирующей жидкости в междендритные пустоты, а при большей интенсивности обжатия жидкость не успевает проникнуть в микроскопические поры и более отчетливо проявляется эффект ее выдавливания в направлении жидкофазной области заготовки.

Первые эксперименты были проведены при доле твердой фазы 30% и 40 % (толщина закристаллизовавшейся корочки около $\delta = 13$ мм и $\delta = 18$ мм). При обжатии широких граней на 2 мм никаких значимых изменений в поведении затвердевшей корки узкой грани не наблюдалось. Обжатие на 4 мм вызвало небольшое выпучивание узкой грани, при обжатии на 6 мм произошло сильное выпучивание узкой грани, а при дальнейшем обжатии до 8 мм зафиксировано резкое выпучивание с образованием трещины на середине узкой грани (рисунок 2, а, б).



доля твердой фазы, %: а, е – 30; б, ж – 40; в, з – 50; г, и – 60; д, к – 70

Рисунок 2 – Состояние твердого каркаса камфена после обжатия на 8 мм (а-д) и 6 мм (е-к)

Обжатие при доле твердой фазы 50% ($\delta = 22 \text{ мм}$) показало, что конфигурация твердого каркаса не изменялась вплоть до обжатия на 5 мм, после чего происходило выпучивание сопровождающееся перетеканием жидкой фазы и фиксировалось трещинообразование по центру грани при обжатии более 6 мм (рисунок 2, в).

Аналогичная картина имела место и при экспериментах с долями твердой фазы 60% и 70 % ($\delta = 27 \text{ мм}$, $\delta = 33 \text{ мм}$). Однако, образование трещины при обжатии на величину 6 мм и более произошло по углу заготовки в месте стыка фронтов кристаллизации (рисунок 2, г, д, и, к).

На всех опытах структура деформированной корочки мало отличалась от исходной структуры затвердевающего модельного вещества. Увеличение доли твердой фазы вызывало снижение пластических характеристик твердого каркаса и его сопротивляемости обжатию. Кроме того, установлено, что выпучивание корки зависит не только от доли твердой фазы при реализации процесса обжатия но и от его интенсивности (рисунок 3).

В результате проведенных экспериментов удалось установить, что оптимальная величина обжатия, при которой не проис-

ходит возникновения трещин при обжатии, составляет не более 5-6 мм. При увеличении величины обжатия до 7-8 мм происходит выпучивание заготовки и появление трещин по центру узких граней, а также в углах – по стыку фронтов кристаллизации.

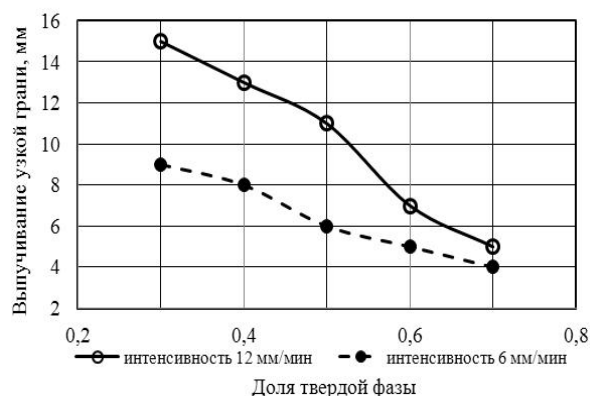


Рисунок 3 – Влияние доли твердой фазы и интенсивности обжатия на величину выпучивания узких граней твердого каркаса модельного вещества

В ходе дальнейших исследований будет разработана методика позволяющая использовать результаты физического моделирования «мягкого» обжатия для оптимизации параметров технологии получения промышленных непрерывнолитых слябов.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Непрерывная разливка стали / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.
2. Паршин В.М. Непрерывная розливка стали / В.М. Паршин. – Липецк: НЛМК, 2011. – 221 с.
3. Еронько С. П. Разливка стали: оборудование, технология / С. П. Еронько, С. В. Быковских. – К.: Техніка, 2003.- 216 с.
4. Смирнов А.Н. Непрерывная розливка 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.
5. Смирнов А.Н. Физическое моделирование условий формирования непрерывнолитой сортовой заготовки в кристаллизаторе высокоскоростной МНЛЗ / А.Н. Смирнов, В.Е. Ухин, Е.Ю. Жибоедов // Процессы литья. – 2009. – №1. – С. 33-42.
6. Куберский С.В. Разработка физической модели методики исследования процесса динамического мягкого обжатия непрерывнолитого сляба / С.В. Куберский, М.Б. Левит, С.В. Семирягин // Сборник научных трудов. Вып.36. Алчевск: ДонГТУ. С. 204-212.
7. Смирнов А.Н. Физическое моделирование процесса динамического мягкого обжатия непрерывнолитого сляба / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, М.Б. Левит, С.В. Семирягин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – №7. – 2012. С. 133-136.

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

Статья поступила в редакцию 01.07.13.

д.т.н. Смірнов О.М. (ДВНЗ «ДонНТУ», м. Донецьк, Україна, stalevoz@i.ua), к.т.н. Куберський С.В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Skuberskiy@yandex.ru), Левіт М.Б., к.т.н. Семірягін С.В. (ДонДТУ, г. Алчевськ, Україна)

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ М'ЯКОГО ОБТИСНЕННЯ НА ЯКІСТЬ БЕЗПЕРЕРВНО ЛИТОГО СЛЯБА

З використанням результатів фізичного моделювання встановлено вплив частки твердої фази, інтенсивності і ступеня м'якого обтиснення на якість безперервнолитих слябів. Показано, що при обтисненні сляба на величину більше 6 мм можливе утворення тріщин на поверхні вузької грані і в кутах на стику фронтів кристалізації.

Ключові слова: безперервнолитий сляб, м'яке обтиснення, інтенсивність, ступінь обтиснення, частка твердої фази, спучування, тріщини, якість.

Smirnov A.N. (DonNTU, Donetsk, Ukraine, stalevoz@i.ua), Kuberskiy S.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Skuberskiy@yandex.ru), Levit M.B., Semirygin S.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

ANALYSIS OF INFLUENCE OF PARAMETERS ON THE QUALITY SOFT REDUCTION OF CONTINUOUSLY CAST SLABS

The effect of the solid fraction, the intensity and extent of soft reduction on the quality of continuously cast slabs. It is shown that at a reduction of the slab at a value greater than 6 mm, the formation of cracks on the surface of the narrow edge and in the corners at the intersection of crystallization fronts.

Key words: continuous casting slab, soft reduction, the intensity, the degree of reduction, the proportion of solids, buckling, cracks, quality.

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

ГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША МНЛЗ, ОБОРУДОВАННОГО ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫМ ПЕРЕМЕШИВАТЕЛЕМ

С использованием результатов физического моделирования выполнен расчет основных гидравлических и электрических параметров промежуточного ковша МНЛЗ с электромагнитным перемешиванием металла для рафинирования его от неметаллических включений.

Ключевые слова: *промежуточный ковш, электромагнитное перемешивание, поток, давление, скорость, энергия, баланс, коэффициент расхода, магнитная индукция, сила тока.*

Во всем мире постоянно увеличивается доля стали разливаемой на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ).

Одной из основных проблем непрерывной разливки является необходимость дальнейшего повышения качества и уменьшения количества дефектов поверхности и внутренней структуры заготовки, что особенно важно для сталей, предназначенных для глубокой вытяжки и производства белой жести. На служебные свойства стальных изделий, в том числе, работающих в сложных условиях или получаемых путем интенсивной пластической деформации в холодном состоянии, существенное влияние оказывают даже малые концентрации вредных примесей, а также количество, размеры и характер расположения неметаллической фазы.

Этой проблемой серьезно занимаются во всем мире на протяжении уже многих лет, о чем свидетельствует тематика и содержание докладов европейских конференций и семинаров [1].

Важным технологическим элементом МНЛЗ, является промежуточный ковш, конструкция которого оказывает значительное влияние на качество металлопродукции. Первоначальные функции промежуточного ковша заключались в распределении стали по ручьям МНЛЗ, усреднении химического состава и поддержании стабильности разливки. Однако в настоящий момент его функции расширяются до функций универсального агрегата по доводке стали до требуемых кондиций. Известен целый ряд рево-

люционных решений, включающих подогрев стали и вакуумирование в промежуточном ковше, обработку стали порошковыми проволоками, применение электромагнитной сепарации и т.д. [2, 3]. Использование данных технологий в процессе разливки на МНЛЗ требует серьезных затрат материальных ресурсов, а также соответствующей конструкторской и научной базы, поскольку необходима замена типового промежуточного ковша на уникальный металлургический агрегат.

В настоящий момент наиболее перспективным для Украины направлением, является модернизация существующих, типовых промежуточных ковшей с учетом имеющихся у предприятий ресурсов. Работы отечественных и зарубежных исследователей, ведущиеся в этом направлении, связаны с интенсификацией процесса рафинирования стали, для чего, в первую очередь, требуется оптимизировать параметры течения расплава в промковше. Большое внимание уделяется вопросам защиты металла от вторичного окисления, на пути от разливочного ковша до кристаллизатора. Для этих целей используются погружные защитные трубы и стаканы, различные шлакообразующие покрытия, защищающие зеркало металла, герметизация ковша и т.д.

Оснащение ковшей специальными гидродинамическими устройствами позволяет оптимизировать параметры течения металла в агрегате и тем самым создать благоприятные условия для удаления неметаллических

включений из стали. Поэтому улучшение гидродинамики промежуточных ковшей за счет оснащения их различными гидродинамическими устройствами является актуальной задачей для всех металлургических заводов Украины.

В СНГ достаточно серьезно проблемой рафинирования стали в промежуточном ковше занимались и занимаются Ефимов В.А., Ефимов Г.В., Эльдарханов А.С., Смирнов А.Н., Пилюшенко В.Л., Белобров Ю.Н., Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л., Либерман А.Л., Лякишев Н.П., Шалимов А.Г., Дубровин И.В., Коржавин В.А., Зубов В.А., Потапова Т.Н., Устинов А.И. и др. [2, 4-6]. Авторами разработано несколько способов интенсификации процесса рафинирования и достаточно широкий спектр рафинирующих устройств, включающий собственно гидродинамические устройства различной конструкции, фильтрующие элементы и устройства продувки расплавов инертными газами.

Несмотря на большое количество работ, посвященных вопросам рафинирования стали в промежуточном ковше, критерии, по которым можно определить основные размеры таких устройств, до сих пор четко не обозначены. Поэтому актуальным направлением исследований является разработка новых теоретических подходов и методик проектирования и расчета рафинирующих устройств современных промежуточных ковшей.

Основная цель предложенной работы заключалась в разработке методики гидравлического расчета промковша МНЛЗ, оборудованного электромагнитным перемешивателем и основных электрических параметров установки для создания необходимых электромагнитных воздействий.

В качестве исходных данных принимались технологические параметры 60 т промковша двухручьевого слябовой МНЛЗ ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК»). Длительность разливки плавки в условиях ПАО «АМК» составляет 60-70 мин, среднее время течения металла от металлоприемника промковша до стакана-дозатора около 10 мин, а усредненная

скорость течения металла для этих условий составляет 0,005 м/с. Движущийся поток стали характеризуется числом $Re \approx 10^4$ т.е. является турбулентным. В зоне металлоприемника промковша турбулентность несколько больше ($Re \approx 10^5$). На пути движения потока в промковше устраивают решетки и (или) барботеры для флотации неметаллических включений в покровный шлак. Восходящие потоки создают адекватные нисходящие потоки, которыми неметаллические включения уносятся обратно в глубину потока стали, а также существует вероятность захвата шлаковых частиц из покровного шлака находящегося на поверхности зеркала металла в промковше. Кроме того, температура стали, поступающей в кристаллизаторы, за время разливки плавки может значительно изменяться из-за остывания металла в сталеразливочном и промежуточном ковшах, а это отрицательно влияет как на ход разливки, так и на качество непрерывнолитого слитка.

В настоящее время, как было отмечено выше, нерешенными техническими задачами являются стабилизация температуры металла, поступающего в кристаллизаторы, и создание условий для более полного рафинирования стали от неметаллических включений.

Сотрудниками кафедры МЧМ ДонГТУ предложено оборудовать промковш электромагнитным перемешивателем (ЭМП) кондукционного типа [7]. ЭМП представляет собой отъемную футерованную ванну 1 (рисунок 1) с корпусом из неферромагнитной стали, расположенную в торце промковша между полюсами электромагнита.

Вдоль оси промковша в ванну ЭМП подводится постоянный ток I . Векторное произведение индукции магнитного поля B на плотность тока j образует в жидкости ванны ЭМП электромагнитное утяжеление g_e . При этом в жидкости создается электромагнитное (ЭМ) давление

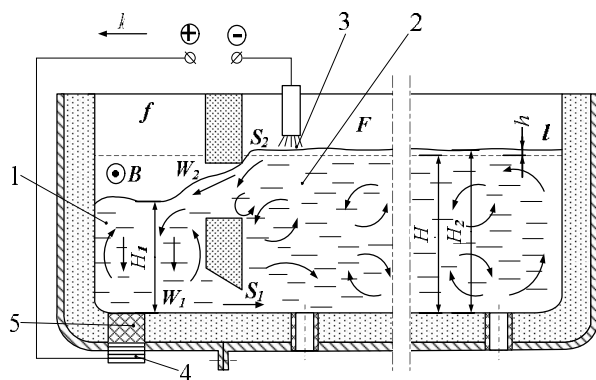
$$P = \rho \cdot g_e \cdot H_1, \text{ Па},$$

где ρ – плотность жидкости;
 H_1 – глубина ванны.

ЭМ давлением из нижней части ванны 1 в ванну проковша выжимается поток жидкого металла со скоростью

$$W_1 = \varphi \cdot \sqrt{2 \cdot g_e \cdot H_1},$$

где φ – коэффициент расхода.



1 – ванна ЭМП; 2 – ванна ПК;
3 – токоподвод дугой; 4 – токосъемник;
5 – электропроводный огнеупор

Рисунок 1 – Электромагнитный перемешиватель для проковша МНЛЗ

В результате в нижней части ванны проковша образуется поток металла, который доходит до противоположного конца ванны 2, а возвратный поток перетекает обратно в ванну 1 ЭМП в поверхностных слоях металла. Эти встречные потоки разделены вихрями, сами состоят из вихрей и друг друга тормозят.

Особенность ЭМП для обработки жидкой стали заключается в том, что постоянный ток в ванну ЭМП вводится через электрическую дугу. Применение погружаемых токоподводящих элементов для стали исключается ввиду их влияния на химический состав металла. Металл в ванне обогревается электрической дугой. Поток стали, вытекающий из ЭМП со скоростью W_1 , разносит тепло по ванне проковша, чем решается техническая задача стабилизации температуры разливки и снижается вероятность образования застойных зон. Отказ от восходящих и нисходящих потоков металла в проковше и замена их горизонтальными увеличивает вероятность перехода неметаллических включений в по-

кровный шлак за счет увеличения площади и времени контакта стали с ним в несколько раз в зависимости от импульса скорости W_1 . Но на скорость литья горизонтальные потоки практически не влияют. Скорость течения металла в кристаллизаторы определяется глубиной ванны проковша, а именно H . Скорость верхнего и нижнего потоков W_x должна быть в пределах 0,05-0,1 м/с, чтобы неметаллические включения успели перейти в покровный шлак. Этим создаются условия для решения второй технической задачи – рафинирования стали от неметаллических включений.

На пути кругового потока расплава через ванны 1 и 2 происходят потери его энергии на трение и на местных сопротивлениях. Для поддержания оптимальной скорости кругового потока требуется постоянная компенсация потерь энергии. Компенсация достигается созданием достаточной величины g_e путем регулирования B и I . Баланс энергии кругового потока описывается выражением (1) [8]

$$\Delta P = \Sigma \Delta P_i = \Sigma \zeta_{mp} \cdot (W_i^2 \cdot$$

$$\cdot \rho \cdot l_i) / (2 \cdot D_i) + \Sigma \zeta_m \cdot (W_i^2 \cdot \rho / 2), \text{ Па}, \quad (1)$$

где ζ_{mp} , ζ_m – соответственно коэффициенты трения и местных сопротивлений;

l_i , D_i – длина и приведенный диаметр участка потока, м ;

$D_i = 4 \cdot S_i / \Pi_i$; S_i – площадь поперечного сечения потока на данном участке, м²;

Π_i – длина смоченного периметра сечения потока, м;

W_i – скорость потока на данном участке, м/с;

ρ – плотность расплава, кг/м³.

Баланс энергии составляется отдельно для потока в ЭМП и в проковше. В ЭМП выход энергии положительный, ЭМП поддерживает поток. Вместе с тем в ЭМП тоже имеются гидравлические потери, которые уменьшают КПД электромагнитного утяжеления g_e . В проковше есть только гидравлические потери энергии. Численное значение коэффициентов для расчета потерь на трение и на местных сопротивлениях выбирается по эм-

пирическим справочным данным [8]. Величина коэффициентов потерь зависит и от гидродинамического режима потока, характеризованного числом Re . Коэффициенты выбираются по графикам и таблицам [8]. Исключение составляет коэффициент расхода расплава φ через нижний переливной канал ЭМП. Этот коэффициент формирует скорость W_1 . В свою очередь, импульс от W_1 компенсирует все гидравлические потери энергии кругового потока в промковше. Так что коэффициент φ через скорость W_1 влияет на величину всех скоростей W_i в промковше, а для самого φ табличного значения нет, потому что неизвестно, какая доля g_e расходуется на турбулизацию расплава в ЭМП, а какая на создание W_1 . Поэтому φ надо определять эмпирически из баланса энергии.

Поскольку промковш с ЭМП в настоящее время в эксплуатации пока еще не существует, величину φ определяли на лабораторной физической модели. Адекватной схемой модели является рисунок 1. Кроме рабочего пространства, модель содержит электромагнит, источники постоянного тока и устройства электрокоммутации. Конструктивной характеристикой тандема ЭМП-промковш является число $m = F/f$ – отношение площадей в плане ванны промковша и ванны ЭМП. Через m определяется разность уровней расплава в промковше и ЭМП, т.е. величины H_1 и H_2 . В спокойной ванне металл занимает положение, обозначенное на рисунке 1 линией к-1 и уровнем налива H . При работе ЭМП уровень металла в нем опускается до H_1 , а в промковше повышается до H_2 на величину h . По правилу сохранения объема несжимаемой жидкости

$$H_2 = H + h; H_1 = H - m \cdot h, \text{ м}, \quad (2)$$

где H – уровень налива в промковше, необходимый по условиям технологии.

Так, для упомянутой двухручьевого МНЛЗ размеры зеркала металла промковша в плане составляют $a_{нк} \cdot b_{нк} = 7000 \cdot 1200$ мм, глубина ванны $l_{нк} = 800$ мм. Размер зеркала металла в ЭМП был бы

$a_{эмп} \cdot b_{эмп} = 500 \cdot 200$ мм, и число m составит при таких условиях $(7 \cdot 1,2)/(0,5 \cdot 0,2) = 84$. Если под действием ЭМ утяжеления уровень металла в ЭМП понизится на 84 мм, что хорошо заметно, то в промковше повышение уровня будет около 1 мм, что пренебрежимо мало по сравнению с глубиной ванны промковша и на скорость разливки не повлияет.

На физических моделях изучали скорости движения сплава Вуда и водных растворов электролитов. Модель для сплава Вуда имела $m = 3$, для водных растворов $m = 12$. Технические возможности физической модели по электросиловому воздействию на модельную жидкость: индукция магнитного поля B не более 0,2 Тл, ток I , подаваемый в ванну ЭМП, не более 40 А. Потоки в ванне со сплавом Вуда различимы по движению окисных пленок на поверхности металла, по глубине потоки не визуализируются. Потоки водных растворов визуализируются подкрашиванием и киносъемкой.

Рассмотрим баланс энергии в ванне ЭМП модели со сплавом Вуда (рис. 1). Приход энергии составляет

$$\Delta P_{прих} = \Delta P_1 + \Delta P_2, \text{ Па},$$

где ΔP_1 – энергия, сообщаемая жидкости в ЭМП силовым воздействием ЭМ поля $B \cdot I$;

ΔP_2 – энергия вносимая возвратным потоком при циркуляции жидкости.

Эта энергия сосредоточена в ванне ЭМП в виде потенциальной и кинетической составляющих: $E = E_{ном} + E_{кин}$. $E_{ном}$ формирует статическое давление $\Delta P = \rho \cdot g_e \cdot H_1$, которое поддерживает круговой поток. $E_{кин}$ сосредоточена в вихрях и на скорость W_1 влияет негативно. Насколько негативно, должен показать баланс энергии путем учета всех гидравлических потерь кругового потока. Физическая модель, для которой составляется баланс энергии, имеет следующие размеры жидких ванн: активная зона 1 (АЗ, имитирует ЭМП) – длина $a_{аз} = 0,05$ м, ширина $b_{аз} = 0,0175$ м, глубина $l_{аз} = 0,019$ м; миксерная зона 2 (МЗ, имитирует пром-

ковш, рис. 1) – соответственно $a_{мз} = 0,05$ м;
 $b_{мз} = 0,05$ м; $l_{мз} = 0,03$ м.

Определим g_e , ΔP_1 , и W_1 при ЭМП в модели (для плотности сплава Вуда – 9500 кг/м³ и величины $H_1 = 0,018$ м, т.е. на 1 мм ниже уровня спокойной ванны)

$$g_e = B \cdot I / (b_{аз} \cdot l_{аз} \cdot \rho =$$

$$= \frac{B \cdot I}{0,175 \cdot 0,019 \cdot 9500} = 0,316 \cdot B \cdot I, \text{ м/с}^2, \quad (3)$$

$$\Delta P_1 = \rho \cdot g_e \cdot H_1 =$$

$$= 9500 \cdot 0,018 \cdot 0,316 \cdot B \cdot I =$$

$$= 54,04 \cdot B \cdot I, \text{ Па}, \quad (4)$$

$$W_1 = \varphi \cdot \sqrt{2 \cdot g_e \cdot H_1} =$$

$$= \varphi \cdot \sqrt{2 \cdot 0,316 \cdot B \cdot I \cdot 0,018} =$$

$$= 0,1066 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I}, \text{ м/с}. \quad (5)$$

Остальные скорости в модели выражаются через φ , B , I , а также скорость W_1 в соответствии с законом неразрывности потока. Из АЗ ЭМП поток со скоростью W_1 поступает в МЗ (рис. 1). Считаем, что прямой (нижний) и обратный (верхний) потоки в промковше имеют одинаковые площади сечения. Поток из АЗ вытекает в МЗ через щель (рис. 1) сечение $S_1 = l_{щ} \cdot b_{щ} = 0,004 \cdot 0,016 =$
 $= 0,000064, \text{ м}^2$ и образует нижний поток сечением $S_3 = l_{мз} / 2 \cdot b_{мз} = 0,015 \cdot 0,050 =$
 $= 0,00075, \text{ м}^2$. Отношение $S_1 / S_3 =$
 $= 0,000064 / 0,00075 = 0,085$, и коэффициент местного сопротивления выхода (потери на удар) составляет $\zeta_{м,вых.аз} = 0,9$ [8]. Потеря энергии выхода из ЭМП в промковш

$$\Delta P_{вых.мз} = \zeta_{м.вых.аз} \cdot (\rho \cdot W_1^2) / 2 =$$

$$= 0,9 \cdot 9500 \cdot (0,1066 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 / 2 =$$

$$= 48,58 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па}. \quad (6)$$

Скорости потоков в промковше, по закону неразрывности, $W_1 \cdot S_1 = W_2 \cdot S_2 = W_x \cdot S_x$.

Скорость течения в промковше

$$W_x = W_1 \cdot S_1 / S_2 = 0,085 \cdot 0,1066 \cdot \varphi \cdot$$

$$\cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,009 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I}, \text{ м/с}. \quad (7)$$

Поток W_x в МЗ проходит через повороты на 90° и количество которых составляет 4 и возвращается в АЗ. Коэффициент местного сопротивления на одном повороте составляет $\zeta_{м,пов.мз} = 1,2$ [8], и потеря энергии на поворотах составит

$$\Delta P_{пов.мз} = n \cdot \zeta_{м,пов.мз} \cdot (\rho \cdot W_x^2) / 2 =$$

$$= 4 \cdot 1,2 \cdot 9500 \cdot (0,009 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 / 2 =$$

$$= 1,847 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па}. \quad (8)$$

Далее происходит сужение потока при обратном входе в АЗ. Площадь сечения потока входа при ширине $a_{вх} = 0,0175$ м и глубине $l_{вх} = 0,010$ м, (рис. 1) $S_2 = 0,0175 \cdot 0,01 =$
 $= 0,000175, \text{ м}^2$, площадь возвратного потока $S_{возвр1} = 0,05 \cdot 0,015 = 0,00075, \text{ м}^2$, отношение площадей 0,233, и коэффициент сопротивления составляет $\zeta_{м,суж.мз} = 0,42$ [8]. Скорость

$$W_2 = W_1 \cdot S_1 / S_2 =$$

$$= 0,1066 \cdot 0,00064 / 0,000175 =$$

$$= 0,039 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I}, \text{ м/с}. \quad (9)$$

Потеря энергии при возврате потока в АЗ

$$\Delta P_{воз.мз} = \zeta_{м.суж.мз} \cdot (\rho \cdot W_2^2) / 2 =$$

$$= 0,42 \cdot 9500 \cdot (0,039 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 / 2 =$$

$$= 3,034 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па}. \quad (10)$$

Потери энергии на трение при течении сплава Вуда в МЗ для малых значений числа Рейнольдса, который в используемой модели равен ≈ 200 и коэффициенте трения $\zeta_{тр.мз} = 0,4$ [8], определим для следующих размеров потока: длина $2 \cdot a_{мз} = 0,1$ м,

$$S_4 = l_{мз} / 2 \cdot b_{мз} = 0,015 \cdot 0,05 = 0,00075, \text{ м}^2$$

приведенный диаметр $D_4 = 4 \cdot S_4 / \Pi_4 =$
 $= 4 \cdot 0,00075 / (2 \cdot 0,015 + 2 \cdot 0,05) = 0,023, \text{ м}.$

$$\begin{aligned}\Delta P_{тр.мз} &= \zeta_{тр.мз} \cdot \left(\frac{\rho \cdot W_x^2}{2} \right) \cdot 2 \cdot \frac{a_{мз}}{D_i} = \\ &= 0,4 \cdot 9500 \cdot \frac{(0,009 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2}{2} \cdot \frac{0,1}{0,023} = \\ &= 0,67 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (11)$$

Возвратный поток со скоростью W_2 вносит в АЗ энергию ΔP_2

$$\begin{aligned}\Delta P_2 &= \rho \cdot W_2^2 / 2 = 4 \cdot 1,2 \cdot 9500 \cdot \\ &= (0,039 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 / 2 = \\ &= 7,22 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (12)$$

Всего приход энергии в АЗ составляет

$$\begin{aligned}\Delta P_{прих} &= \Delta P_1 + \Delta P_2, \text{ Па,} \\ &= (54,04 + 7,22 \cdot \varphi^2) \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (13)$$

Подсчитываем потери энергии в АЗ ЭМП.

При входе потока из МЗ в АЗ имеются потери на удар, т.к. поток сливается с нисходящим в АЗ потоком, поперечным сечением $S_5 = 0,0175 \cdot 0,05 = 0,000875, \text{ м}^2$. Соотношение сечений $S_2 / S_5 = 0,2$, коэффициент местного сопротивления $\zeta_{м,вх.мз} = 0,68$ [8] и потери на входе

$$\begin{aligned}\Delta P_{вх.аз} &= \zeta_{м.вх.аз} \cdot (\rho \cdot W_2^2) / 2 = \\ &= 0,68 \cdot 9500 \cdot (0,039 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 / 2 = \\ &= 4,91 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (14)$$

Потери на трение в нисходящем потоке длиной $l_{аз} = 0,018, \text{ м}$ и $S_5 = 0,000875, \text{ м}^2$, при $\zeta_{тр.аз} = 0,4$ и $S_1 / S_5 = 0,073$

$$\begin{aligned}\Delta P_{тр.аз} &= \zeta_{тр.аз} \cdot \rho \cdot \frac{(W_1 \cdot S_1 / S_2)^2}{2} \cdot \frac{l_{аз}}{D_5} = \\ &= 0,4 \cdot 9500 \cdot (0,1066 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I} \cdot 0,0731)^2 / 2 \cdot \\ &\cdot 0,018 / 0,026 = 0,08 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (15)$$

Потери на 2 поворота на 90° потока в АЗ

$$\begin{aligned}\Delta P_{нов.аз} &= n \cdot \zeta_{м.нов.аз} \cdot \rho \cdot (W_1 \cdot S_1 / S_5)^2 / 2 = \\ &= 2 \cdot 1,2 \cdot 9500 \cdot \frac{(0,1066 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I} \cdot 0,0731)^2}{2} = \\ &= 0,69 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (16)$$

Потери на сужение нисходящего потока перед его выходом в МЗ, при коэффициенте местного сопротивления $\zeta_{м,суж.аз} = 0,47$

$$\begin{aligned}\Delta P_{суж.аз} &= \zeta_{м.суж.аз} \cdot \rho \cdot W_1^2 / 2 = \\ &= 0,47 \cdot 4750 \cdot (0,1066 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I})^2 = \\ &= 25,37 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па.}\end{aligned}\quad (17)$$

Всего потерь энергии в АЗ

$$\begin{aligned}\Delta P_{аз} &= \Delta P_{вх} + \Delta P_{тр} + \Delta P_{нов} + \Delta P_{суж} \quad (18) \\ \Delta P_{аз} &= (4,91 + 0,08 + 0,69 + 25,37) \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I = \\ &= 30,05 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па}\end{aligned}$$

Всего потерь энергии в МЗ

$$\begin{aligned}\Delta P_{мз} &= \Delta P_{вых} + \Delta P_{тр} + \Delta P_{нов} + \Delta P_{воз} \quad (19) \\ \Delta P_{мз} &= (48,58 + 1,847 + 3,034 + 0,67) \cdot \\ &\cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I = 54,131 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \text{ Па}\end{aligned}$$

Общий баланс энергии в проковше с ЭМП в физической модели со сплавом Вуда

$$\begin{aligned}\Delta P_{прих} &= \Delta P_{расх}, \\ \Delta P_1 + \Delta P_2 &= \Delta P_{аз} + \Delta P_{мз},\end{aligned}$$

$$(54,04 + 7,22 \cdot \varphi^2) = (30,05 + 54,131) \cdot \varphi^2,$$

тогда $\varphi^2 = 54,04 / 76,96 = 0,702$, а $\varphi = 0,84$.

Получаем вероятные значения скоростей течения металла в модели ЭМП-проковш

$$W_1 = 0,1066 \cdot 0,84 \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,089 \cdot \sqrt{B \cdot I},$$

$$W_2 = 0,039 \cdot 0,84 \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,032 \cdot \sqrt{B \cdot I},$$

$$W_x = 0,009 \cdot 0,84 \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,0076 \cdot \sqrt{B \cdot I}.$$

При разработке реальных перемешивателей результаты модельных исследований следует рассматривать как ориентировочные ввиду малых размеров модели и соответственно чисел Re , влияющих на гидравлические сопротивления.

Как пример приложения изложенной методики гидравлического расчета к реальным объектам рассмотрим промковш слябовой МНЛЗ ПАО «АМК», если его оборудовать ЭМП, и какая для этого потребуется установленная мощность источников электропитания. Исходные данные и результаты расчетов представлены в таблице 1. Для выбранных в таблице 1 параметров конструктивная характеристика связки ЭМП-промковш: $m = (7 \cdot 1,2) / (0,5 \cdot 0,2) = 84$.

Без перемешивателя усредненная скорость течения стали к стаканам-дозаторам составляет $\approx 0,005$ м/с. Чтобы эта скорость не препятствовала создаваемым течениям в круговом потоке (рис. 1), скорость последних должна быть на порядок больше, например 0,050-0,100 м/с. Эта скорость легко регулируется изменением электрической мощности, подаваемой на ЭМП.

Площадь поперечного сечения жидкости в ванне ПК согласно таблицы 1 составляет $S_{\text{жид.ПК}} = 0,8 \cdot 1,2 = 0,96 \text{ м}^2$, а какую ее часть S_x занимает нижний, какую верхний поток можно только предполагать. Ясно, что эти потоки существуют и что они разделены. В данном случае принимаем, что те вихри, которыми они разделены, наполовину находятся в нижнем, наполовину в верхнем потоке, и площадь поперечного сечения каждого из них $S_x = 1,2 \cdot 0,8 / 2 = 0,48 \text{ м}^2$. Энергия для их поддержания поступает с импульсом скорости W_1 . По выбранным размерам рассчитывали приход и потери энергии на трение и на местных сопротивлениях представленные в таблице 1.

Для расчетов скорость потока в промковше принимали 0,05 м/с, высоту верхнего переливного канала для возвратного потока из промковша в ЭМП 0,2 м, высоту нижнего переливного канала 0,1 м.

Величину потерь энергии рассчитывали по следующим значениям скоростей пото-

ков, в соответствии с правилом неразрывности

$$W_1 = 0,0408 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I},$$

$$W_2 = W_1 / 2 = 0,0204 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I},$$

т.к. $S_{\text{верх.}}$ в 2 раза больше чем S_1 .

$$\begin{aligned} W_x &= W_1 \cdot S_1 / S_x = \\ &= 0,0408 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I} \cdot 0,1 \cdot 0,2 / (1,2 \cdot 0,8 / 2) = \\ &= 0,0017 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,05 \text{ м/с.} \end{aligned}$$

Потери энергии на трение в промковше определяем для коэффициента потерь на трение $\zeta_{\text{тр.мз}} = 0,05$ с учетом того, что критерий Рейнольдса в этих условиях имеет значения порядка 10^4 . При использовании ЭМП существуют 2 потока (верхний и нижний) примерно одинаковых по сечению. Длина общего потока равна $2 \cdot a_{\text{нк}} = 14 \text{ м}$, а приведенный диаметр в рассматриваемом сечении

$$D_i = (4 \cdot b_{\text{нк}} \cdot l_{\text{ПК}} / 2) / (2 \cdot b_{\text{нк}} + 2 \cdot l_{\text{ПК}} / 2),$$

$$D_i = (4 \cdot 1,2 \cdot 0,8 / 2) / (2 \cdot 1,2 + 2 \cdot 0,8 / 2) = 0,6 \text{ м.}$$

Баланс энергии кругового потока в промковше с ЭМП составит

$$\begin{aligned} 5 \cdot B \cdot I + 1,561 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I &= \\ = 6,407 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I + 8,796 \cdot \varphi^2 \cdot B \cdot I, \\ 13,642 \cdot \varphi^2 &= 5, \varphi^2 = 0,367, \varphi = 0,605. \end{aligned}$$

По выбранной выше желаемой скорости течения стали в ванне промковша 0,05 м/с находим величину магнитной индукции B и силы тока I , которые обеспечивают заданный круговой поток в связке ЭМП-промковш

$$\begin{aligned} &= 0,0017 \cdot \varphi \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,05 \text{ м/с,} \\ &= 0,0017 \cdot 0,605 \cdot \sqrt{B \cdot I} = 0,05 \text{ м/с,} \\ \sqrt{B \cdot I} &= 48,614, B \cdot I = 2363 \text{ ТлА.} \end{aligned}$$

МЕТАЛЛУРГИЯ

Таблица 1 – Исходные данные и результаты расчета ЭМП для промежуточного ковша слябовой МНЛЗ ПАО «АМК»

Параметр	Обозначение	Единицы измерения	Значение
Исходные данные			
Промковш (МЗ)			
Емкость	Q	т	60
Длина	$a_{пк}$	м	7
Ширина	$b_{пк}$	м	1,2
Глубина	$l_{пк}$	м	0,8
Скорость потока к стаканам-дозаторам	$V_{пот.доз}$	м/с	0,005
Площадь поперечного сечения	$S_{жид.пк}$	м ²	0,96
Коэффициенты местного сопротивления и трения в промковше при:			
входе потока в промковш	$\zeta_{м, вх.мз}$		0,9
повороте потока	$\zeta_{м, пов.мз}$		1
сужении канала	$\zeta_{м, суж.мз}$		0,47
течении потока в промковше	$\zeta_{тр.мз}$		0,05
Электромагнитный перемешиватель (АЗ)			
Длина	$a_{эмп}$	м	0,5
Ширина	$b_{эмп}$	м	0,2
Глубина	$l_{эмп}$	м	0,8
Скорость потоков создаваемых ЭМП	$V_{пот.эмп}$	м/с	0,05
Площадь поперечного сечения	S_2	м ²	0,16
Высота канала: верхнего	$l_{верх}$	м	0,2
нижнего	$l_{ниж}$	м	0,1
Площадь канала: верхнего	$S_{верх}$	м ²	0,04
нижнего	S_1	м ²	0,02
Коэффициенты местного сопротивления и трения в ЭМП при:			
входе потока в ЭМП	$\zeta_{м, вх.аз}$		0,85
повороте потока	$\zeta_{м, пов.аз}$		1,2
сужении канала	$\zeta_{м, суж.аз}$		0,5
течении потока в ЭМП	$\zeta_{тр.аз}$		0,05
Плотность стали	$\rho_{ст}$	кг/м ³	7500
Площадь поперечного сечения вихрей	$S_x = S_{жид.пк}/2$	м ²	0,48
Результаты расчета			
Электромагнитное утяжеление	g_e	м/с ²	1,96
Скорость потока из АЗ в МЗ	W_1	м/с	
Электромагнитное давление	ΔP_1	Па	11815
Энергия возвратного потока из МЗ в АЗ	ΔP_2	Па	1350
Приход энергии в АЗ	ΔP	Па	13165
Потери энергии в промковше при:			
выходе потока из АЗ в МЗ	$\Delta P_{вых.аз}$	Па	4859
поворотах	$\Delta P_{пов.мз}$	Па	37
сужении потока на входе из МЗ в АЗ	$\Delta P_{суж.мз}$	Па	634
трении	$\Delta P_{тр.мз}$	Па	11
Всего потерь энергии потоком в МЗ	$\Delta P_{мз}$	Па	5541
Потери энергии в ЭМП при:			
входе потока из МЗ в АЗ	$\Delta P_{вх.мз}$	Па	1148
поворотах	$\Delta P_{пов.аз}$	Па	3239
сужении потока на выходе из АЗ в МЗ	$\Delta P_{суж.аз}$	Па	2699
трении	$\Delta P_{тр.аз}$	Па	522
Всего потерь энергии потоком в АЗ	$\Delta P_{аз}$	Па	7608
Коэффициент расхода	ϕ		0,605
Произведение магнитной индукции и силы тока	$B \cdot I$	ТлА	2363

По найденным таким способом параметрам производится выбор источников электропитания для электромагнита и ванны перемешивателя. Для обеспечения габаритов ЭМП соизмеримых с геометрическими размерами эксплуатируемых в настоящее время промковшей и учитывая имеющийся опыт создания электромагнитных перемешивателей для получения жидких комплексных лигатур величина магнитной индукции в зазоре электромагнита шириной 0,4 м должна быть 0,4-0,6 Тл. При индукции магнитного поля $B = 0,5 \text{ Тл}$ необходимая для реализации электромагнитного перемешивания стали в промковше ПАО «АМК» сила тока составит около 4,7 кА. Для электропитания магнита и дугового электроподвода на ванну требуется два отдельно регулируемых аппарата.

Питание магнита можно осуществлять с использованием источника постоянного тока, обеспечивающего напряжение порядка 20-25 В и силу тока 10-13 кА ($\approx 200-325 \text{ кВт}$). Такие параметры имеет, например ВАК 12500/24В. Питание ванны с одновременным дуговым нагревом требует источника постоянного тока с напряжением до 75 В и силой

тока 6 кА ($\approx 450 \text{ кВт}$), что может обеспечить ВАК 6300/75В. Кроме источников питания для изготовления обмоток электромагнита необходимо около 3 т меди.

Примерные эксплуатационные затраты на электроэнергию при использовании ЭМП стали в промковше МНЛЗ составят $1,7 \text{ кВт}\cdot\text{ч/т}$ или около 1,3-1,5 грн/т.

Таким образом, в результате проведенного физического моделирования и гидравлического расчета промежуточного ковша с электромагнитным перемешиванием жидкой стали определены основные электрические параметры обработки, являющиеся исходными данными для выбора необходимых источников питания и проектирования промышленных установок для рафинирования жидкой стали от неметаллических включений в процессе непрерывной разливки.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение гидравлических и электрических параметров промковша с ЭМП имеющим различные конструктивные элементы способствующие интенсификации удаления неметаллических включений.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Современный прогресс и перспективы развития процессов непрерывной разливки / А.Н. Смирнов // *Сталь*. – 2005. – №12. – С. 29-32.
2. Ефимов В.А. Технологии современной металлургии / В.А. Ефимов, А.С. Эльдарханов // – М.: Новые технологии, 2004. – 784 с.
3. Mechanism of fluid flow in continuous casting tundish with different turbostop-pers. Odental H.J., Boling R., Pfeifer H. et e. // *Steel Research*. – 2001. – 72. Ns 1H-12. – P. 466-476.
4. Ефимов Г.В. Управление процессом рафинирования стали в промежуточном ковше / Г.В. Ефимов // *Сталь*. – 2001. – №4. – С. 24-27.
5. Либерман А.Л. Фильтрация стали в процессе непрерывной разливки / А.Л. Либерман, И.В. Дубровин, В.А. Коржавин, В.А. Зубов, Т.Н. Попова, Т.А. Устинов // *Сталь*. – 1992. – №4. – С. 16-18.
6. Смирнов А.Н. Электродуговая и электромагнитная обработка стали: Монография / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах, С.В. Семирягин, М.Ю. Проценко, В.С. Эссельбах. – Алчевск: ДонГТУ, 2013. – 320 с.
7. Патент на корисну модель. Україна. № 71324. МПК B22D 11/10. Проміжний ківш машини безперервного (напівбезперервного) лиття заготовок / І.О.М. Смірнов, С.Б. Ессельбах, С.В. Куберський, М.Ю. Прценко, І.В. Шутов, В.Є. Ухін, В.А. Головатий // Заявник і власник Донбас. державн. техн. ун-т. – (№ и 2011 15435), заявл. 27.12.2011, опубл. 10.07.12. Бюл. № 13, – 4с.
8. Кутателадзе С.С. Справочник по теплопередаче / С.С. Кутателадзе, В.М. Боришанский. – Госэнергоиздат, М – Л. – 1959. – 414 с.

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

Стаття поступила в редакцію 01.07.13.

к.т.н. Куберський С.В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Skuberskiy@yandex.ru)

ГІДРАВЛІЧНИЙ РОЗРАХУНОК ПРОМІЖНОГО КОВША МБЛЗ, ОБЛАДНАНОГО ЕЛЕКТРОМАГНІТНИМ ПЕРЕМІШУВАЧЕМ

З використанням результатів фізичного моделювання виконано розрахунок основних гідравлічних і електричних параметрів проміжного ковша МБЛЗ з електромагнітним перемішуванням металу для рафінування його від неметалічних включень.

Ключові слова: проміжний ківш, електромагнітне перемішування, потік, тиск, швидкість, енергія, баланс, коефіцієнт витрати, магнітна індукція, сила струму.

Kuberskiy S.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine, Skuberskiy@yandex.ru)

HYDRAULIC CALCULATION OF THE TUNDISH CONTINUOUS CASTING MACHINE WITH ELECTROMAGNETIC STIRRER

Using the results of physical modeling calculated the basic hydraulic and electrical parameters of the tundish with electromagnetic stirring metal refining it from the non-metallic inclusions.

Key words: tundish, electromagnetic stirring, flow, pressure, speed, energy, balance, flow coefficient, magnetic induction, amperage.

Диментьев А.О.,
д.т.н. Новохатский А.М.,
к.т.н. Дорофеев В.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЪЕМА ПРОДУКТОВ ПЛАВКИ В МЕТАЛЛОПРИЕМНИКЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ПО ДАННЫМ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЯ ГОРНА

Разработана методика для расчета объема продуктов плавки в горне доменной печи на основе данных о уровне расплава по его окружности, полученных с помощью системы контроля состояния горна.

Ключевые слова: объем, продукты плавки, горн, доменная печь, уровень, расплав.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

При закрытии выпуска, в горне доменной печи остается не большое количество чугуна до 10% [1] и значительное количество шлака которое может достигать 50-80%, от исходного объема находящегося в горне перед открытием выпуска.

На рисунке 1 приведена схема расположения датчиков системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи №1 ПАО «АМК» [2], и результаты определения высоты слоя остаточного шлака.

Поверхность слоя остаточных продуктов плавки в горне доменной печи, в момент закрытия выпуска чугуна, как видно на рисунке 1 имеет сложную форму[3,4].

Постановка задачи. Чтобы рассчитать объем продуктов плавки в металлоприемнике доменной печи по данным системы контроля состояния горна необходимо разработать специальную методику.

Изложение материала и его результаты. Доменная печь №1 ПАО «АМК» имеет полезный объем 3000 м³, оснащена тремя чугунными летками. Система контроля уровня расплава по окружности

горна доменной печи, которая установлена на ней, включает в себя 14 датчиков.

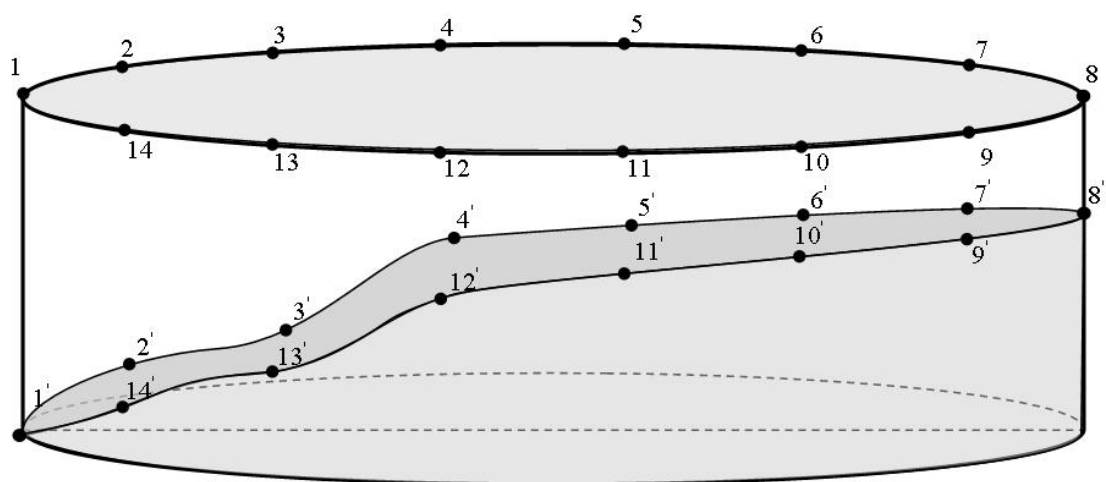
Для удобства расчета, как показано на рисунке 2, разделим горн печи на 7 участков от датчика установленного над леткой до датчика, установленного на против летки. Объем продуктов плавки в горне доменной печи по данным системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи должен составить сумму объемов продуктов плавки на всех участках

$$V_{\text{прод.пл.}} = V_1 + V_2 + V_3 + V_4 + V_5 + V_6 + V_7, \text{ м}^3, \quad (1)$$

где $V_{\text{прод.пл.}}$ – это общее количество продуктов плавки в горне доменной печи по данным системы, м³;

$V_1, V_2, V_3, V_4, V_5, V_6, V_7$ – объемы продуктов плавки в горне доменной печи на каждом из участков, м³.

Принцип расчета объема продуктов плавки на разных участках совпадает, если разделить каждый участок на 6 составных частей, как показано на рисунке 3. Не значительно будет отличаться расчет участков №1 и №7.



1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14 – датчики системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи;

1', 2', 3', 4', 5', 6', 7', 8', 9', 10', 11', 12', 13', 14' – уровни слоя шлака по окружности горна доменной печи.

Рисунок 1 – Схема расположения датчиков системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи №1 ПАО «АМК» и высоты слоя остаточного шлака

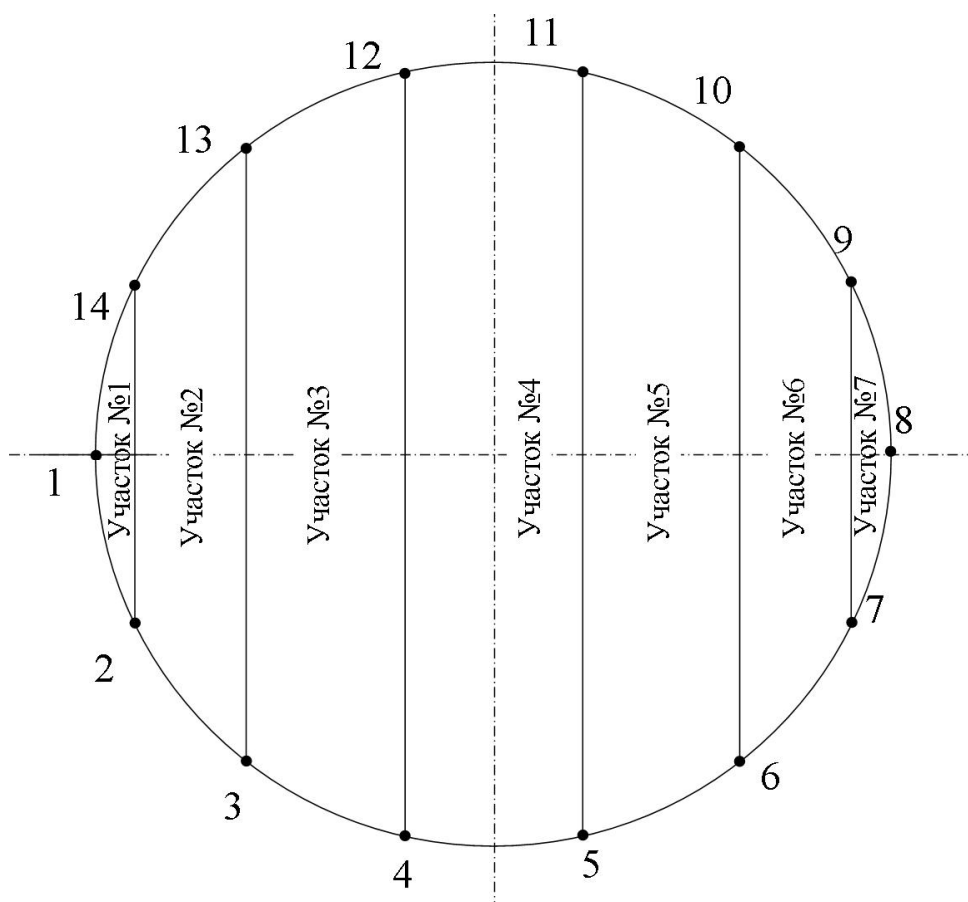


Рисунок 2 – Горн доменной печи №1 ПАО «АМК», вид сверху

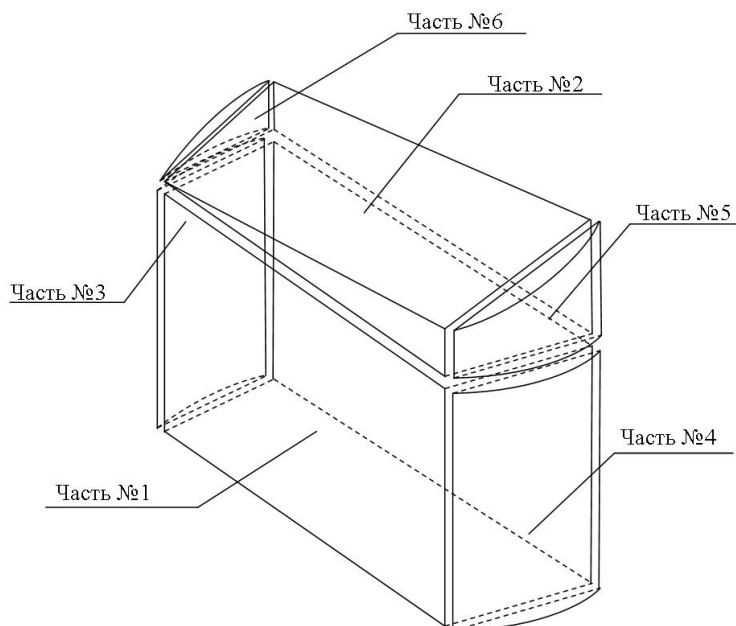


Рисунок 3 – Деление на части рассматриваемого участка горна доменной печи

Рассмотрим участок №2, который разделен на 6 составных частей, как показано на рисунке 3. У частей №1 и №2 в основании находится равносоставленная трапеция. Части №3, №4, №5 и №6 имеют в своем основании одинаковые сегменты.

Объем участка №2 можно рассчитать по формуле

$$V_2 = V_{21} + V_{22} + V_{23} + V_{24} + V_{25} + V_{26}, \text{ м}^3, \quad (2)$$

где $V_{21}, V_{22}, V_{23}, V_{24}, V_{25}, V_{26}$ – объемы продуктов плавки оставшихся в горне доменной печи в частях данного участка №1, №2, №3, №4, №5, №6 соответственно, м^3 .

В основании части №1 лежит равносоставленная трапеция, поэтому ее объем будет равен произведению площади трапеции на высоту части

$$V_{21} = S_{\text{тр}} \cdot h_1 = \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{2} \cdot h_1, \text{ м}^3, \quad (3)$$

где $S_{\text{тр}}$ – площадь трапеции, м^2 ;

a, b – верхняя и нижняя сторона равносоставленной трапеции, м ;

$h_{\text{тр}}$ – высота трапеции, проведенная от меньшей стороны трапеции к большей, м ;

h_1 – высота данной части, которая равна наименьшей высоте из 4 точек, м .

Для упрощения расчета объема части №2, было принято, что она делится на две равные части между наибольшей и наименьшей точками. Тогда объем части №2, в основании которой лежит равносоставленная трапеция, будет рассчитываться по формуле

$$V_{22} = \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{2} \cdot \frac{h_2}{2} = \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{4} \cdot h_2, \text{ м}^3, \quad (4)$$

где h_2 – разница между наибольшей и наименьшей точками, из четырех точек участка, м .

В основании частей №3, №4, №5 и №6 лежит сегмент, площадь которого определяется выражением

$$S_{\text{сег}} = \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha), \text{ м}^2, \quad (5)$$

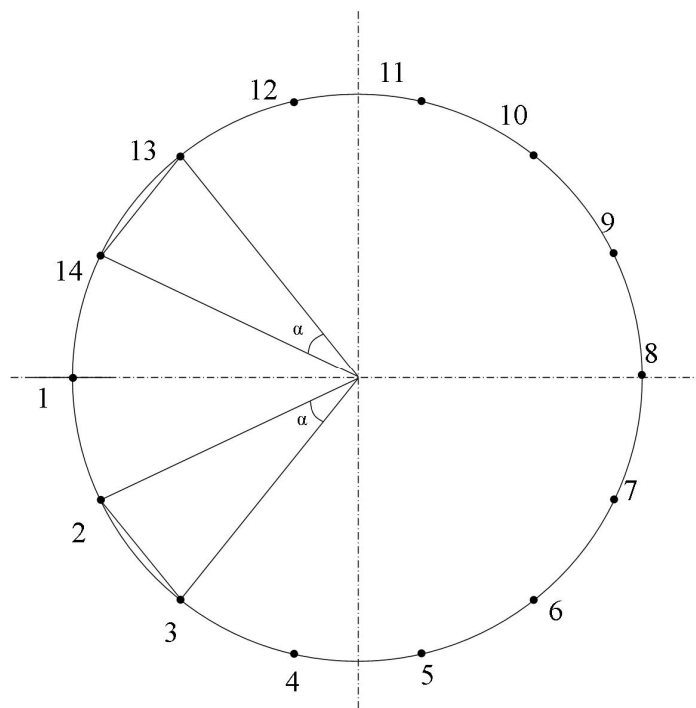


Рисунок 4 – Угол, который образует данный сегмент

где α – угол между двумя точками, которые образуют данный сегмент, рисунок 4, рад;

R – радиус горна доменной печи, м.

Части №3 и №4 одинаковы, так имеют равные основания и высоту. Их высота равна высоте части №1, поэтому объем части №3 и части №4 будет равен

$$\begin{aligned} V_{23}, V_{24} &= S_{\text{сег}} \cdot h_1 = \\ &= \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_1, \text{ м}^3, \end{aligned} \quad (6)$$

Объем части №5 можно рассчитать по формуле

$$\begin{aligned} V_{25} &= \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_5 + \\ &+ \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_{51}, \text{ м}^3, \end{aligned} \quad (7)$$

где h_5 – разность максимальной и минимальной высот части, м;

h_{51} – разность минимальной высоты части №5 с минимальной высотой всего участка, м.

Объем части №6 определяем по формуле

$$\begin{aligned} V_{26} &= \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_6 + \\ &+ \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_{61}, \text{ м}^3, \end{aligned} \quad (8)$$

где h_6 – разность максимальной и минимальной высот части, м;

h_{61} – разность минимальной высоты части №6 с минимальной высотой всего участка, м.

Полный объем участка №2 можно найти подставив в выражение (2), формулы нахождения объемов всех его частей

$$\begin{aligned} V_2 &= \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{2} \cdot h_1 + \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{4} \cdot h_2 + \\ &+ \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_1 + \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_1 + \\ &+ \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_5 + \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_{51} + \\ &+ \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_6 + \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot h_{61} = \end{aligned}$$

$$= \left(\frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{2} + R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \right) \cdot h_1 + \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{4} \cdot h_2 + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot (h_3 + h_6) + \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot (h_{51} + h_{61}), \text{ м}^3. \quad (9)$$

Далее подставляя значения по точкам получим

$$V_2 = \left(\frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{2} + R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \right) \cdot a_{\text{мин}} + \frac{(a+b) \cdot h_{\text{тр}}}{4} \cdot (a_{\text{макс}} - a_{\text{мин}}) + \frac{1}{4} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot (a_{5\text{макс}} - a_{5\text{мин}} + a_{6\text{макс}} - a_{6\text{мин}}) + \frac{1}{2} \cdot R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha) \cdot (a_{5\text{мин}} - a_{\text{мин}} + a_{6\text{мин}} - a_{\text{мин}}), \text{ м}^3, \quad (10)$$

где $a_{\text{мин}}$ – минимальная высота участка, м;

$a_{\text{макс}}$ – максимальная высота участка, м;

$a_{5\text{мин}}, a_{6\text{мин}}$ – минимальная высота частях №5 и №6 соответственно, м;

$a_{5\text{макс}}, a_{6\text{макс}}$ – максимальная высота частях №5 и №6 соответственно, м.

Формула (10) подходит для определения объема продуктов плавки на любом из семи участков, а для участков №1 и №7 величина одной стороны трапеции будет равна нулю.

Проведенные расчеты по данным о уровне расплава в горне доменной печи №1 ПАО «АМК» показали, что ошибка разработанного метода расчета составляет от 1,52 до 2,38 %. Для расчетов металлургических процессов протекающих в металлоприемнике печи полученная ошибка приемлема.

Для доменных печей разного объема будет изменяться число датчиков системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи и расстояние между ними. Поэтому, что бы применить эту методику для доменных печей другого объема формулу (1) необходимо изменить так:

$$V_{\text{зан}}^{\text{геом}} = V_1 + V_2 + \dots + V_n, \text{ м}^3 \quad (11)$$

где n – число участков на данной доменной печи, шт.

Число участков для разных доменных печей можно определить по формуле:

$$n = \frac{N}{2}, \text{ шт.} \quad (12)$$

где N – число датчиков системы контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи, шт.

Используя данную методику и систему контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи можно рассчитать объем продуктов плавки в горне доменной печи в любой момент времени.

Выводы и направление дальнейших исследований

Разработанная методика позволяет определить объем продуктов плавки в горне доменных печей различного объема, на которых установлена система контроля уровня расплава по окружности горна доменной печи.

В расчете принято, что горн доменной печи имеет проектный объем для накопления продуктов плавки, однако на практике он имеет тенденцию на протяжении своей работы изменять свой объем. В дальнейшем необходимо скорректировать расчет опираясь на данные о разгаре горна доменной печи.

Библиографический список

1. Харлашин П.С. *Металургія (проблеми, теорія, технологія, якість)* / П.С. Харлашин, В.С. Волошин, Г.С. Єршов. – Маріуполь: ПДТУ, 2004. – 723 с.
2. Пат.149 Україна, МПК⁴ 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.
3. Venturini M.J. *Modele de vidange en temps reel du creuset du haut-fourneau* / M.J. Venturini // *Rev. Met.* – France. – 1994. – №1. – С.130-133.
4. Usui T. *Исследование параметров движения твердой и жидкой фаз в двухмерной физической модели зоны капельного течения доменной печи* / T. Usui, H. Kawabata, T. Sogo, S. Moni, M. Ichida, Z. Morita // *Tetsu to hagane – J. Iron and Steel Inst. Jap.* – 1996. – №11. – С.19-24.

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

Статья поступила в редакцию 28.05.13.

Диментьев А.О., д.т.н. Новохатский А.М., к.т.н. Дорофеев В.Н. (ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)
ВИЗНАЧЕННЯ ОБ'ЄМУ ПРОДУКТІВ ПЛАВКИ У МЕТАЛОПРИЙМАЧІ ДОМЕННІЙ ПЕЧІ ЗА ДАННИМИ СИСТЕМИ КОНТРОЛЮ СТАНУ ГОРНА

Розроблена методика для розрахунку об'єму продуктів плавки в горні доменної печі на підставі даних про рівень розплаву по його колу, отриманих за допомогою системи контролю стану горна.

Ключові слова: об'єм, продукти плавки, горн, доменна піч, рівень, розплав.

Dimentev A.O., Novohatskiy A.M., Dorofeev V.N. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

DETERMINATION OF THE AMOUNT OF PRODUCTS IN THE HEARTH BLAST FURNACE ACCORDING TO THE STATE OF A CONTROL SYSTEM

Developed a method for calculating the amount of product melting in the blast furnace based on data on the level of the melt along its circumference, obtained through a control of the heart.

Key words: volume, product melting furnace, blast furnace, level, melt.

к.т.н. Чебан В.Г.,
Тумин А.Н.

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, a_tumin@mail.ru, edvik2010@yandex.ua)

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРА ТЕЧЕНИЯ РАЗДЕЛЯЕМОЙ СМЕСИ В УЛЬТРАФИЛЬТРАЦИОННЫХ МОДУЛЯХ С ПОЛЫМИ ВОЛОКНАМИ

Для повышения эффективности обработки воды системами ультрафильтрации необходимо расширить теоретическую базу и провести экспериментальные исследования. В статье представлено теоретическое исследование характера течения смеси в ультрафильтрационном модуле с полыми волокнами Dizzer 5000 SB. Рассмотрен характер течения смеси в полой волоконке, сделано сравнение значений отношения скоростей в волоконке и в гидродинамических фильтрах, определены дальнейшие пути исследований.

Ключевые слова: вода, ультрафильтрационная мембрана, касательное напряжение, гидродинамический фильтр, гель слой.

Постановка проблемы и анализ последних достижений.

Зачастую металлургическое предприятие является градообразующим. Однако возникающая при этом проблема налаженного и эффективного водного хозяйства предприятия является достаточно распространённой, так как водное хозяйство тесно взаимосвязано с коммунальным хозяйством города: совместные питьевое водоснабжение, отопление и очистка хозяйственно-бытовых сточных вод.

Качество очищенной воды на ультрафильтрационном мембранном модуле не уступает качеству после ультрафиолетового обеззараживания. Мембранные технологии рассматриваются как одна из наиболее перспективных технологий очистки воды с целью получения восстановленной воды [1].

Однако стоимость современных промышленных ультрафильтрационных мембран достаточно высока. Учитывая возможность снижения производительности мембран в процессе эксплуатации и значительные эксплуатационные затраты, связанные с расходом воды на собственные нужды процесс ультрафильтрации может не получить широкого распространения даже несмотря на высокую эффективность [2].

В связи с этим необходимо расширять теоретическую базу по изучению ультрафильтрационных мембран, чтобы понизить за счет различных мероприятий эксплуатационные затраты [3] и увеличить срок службы мембран со временем.

Постановка задачи.

Целью данной работы является теоретическое исследование характера течения разделяемой смеси в ультрафильтрационных фильтрах с полыми волокнами.

Результаты исследований.

Рассмотрим капиллярный ультрафильтрационный промышленный модуль Dizzer 5000 SB. Как видим из паспортных характеристик, поставляемых заводом изготовителем, внутренний диаметр полого волокна $d = 1,5 \text{ мм}$, активная поверхность мембраны $S_{\text{акт}} = 30 \text{ м}^2$, расход по фильтрату $Q_0 = 2,4 \frac{\text{м}^3}{\text{ч}}$, длина волокна (исходя из конструкции модуля) $L = 1,6 \text{ м}$, перепад давления (TMP) $\min 0,1$ до $\max 0,8 \text{ бар}$ [4].

Половолоконный модуль Dizzer 5000 SB, имеющий активную поверхность фильтрования 30 м^2 , состоит из n -го количества волокон с внутренним диаметром $1,5 \text{ мм}$.

Зная площадь активной поверхности мембраны, можно найти количество волокон в модуле. Если волокна располагаются параллельно оси корпуса без скручиваний, изгибов, то:

$$S_{\text{акт}} = \pi \times d \times x \times L, \quad (1)$$

$$x = \frac{S_{\text{акт}}}{\pi \times d \times L}, \quad (2)$$

где d – внутренний диаметр волокна;
 L – длина волокна; $S_{\text{акт}}$ – активная площадь мембраны; x – количество волокон.

В модуле Dizzer 5000SB на активной поверхности 30 м^2 содержится 3980 волокон. Зная количество волокон, найдем расход фильтрата в одном волокне:

$$Q_{\phi 1} = \frac{Q_{\phi}}{x}. \quad (3)$$

Найдём среднюю скорость фильтрата в одном волокне, зная расход по фильтрату:

$$V_{\phi, \text{ср.1}} = \frac{Q_{\phi 1}}{S_{\text{акт}}}. \quad (4)$$

На рисунке 1 представлена схема изменения расхода по длине волокна, где Q'_0 – подача исходной разделяемой смеси на одно волокно, $Q_{\text{пр}}$ – продольный расход, $Q_{\phi 1}$ – расход фильтрата по всей длине волокна L (при максимальной пропускной способности), Q'_{ϕ} – расход фильтрата на участке волокна длиной l , $V_{\phi, \text{ср.1}}$ – средняя скорость фильтрации в одном волокне (зависит от накопления слоя осадка у стенок волокна), Q_K – расход концентрата (при тупиковой фильтрации значение в конце волокна будет равно нулю).

Расход фильтрата на участке волокна длиной l будет равен:

$$Q'_{\phi} = \pi \times d \times l \times V_{\phi, \text{ср.1}}. \quad (5)$$

Найдем расход жидкости на одно волокно:

$$Q'_0 = \frac{Q_0}{x}. \quad (6)$$

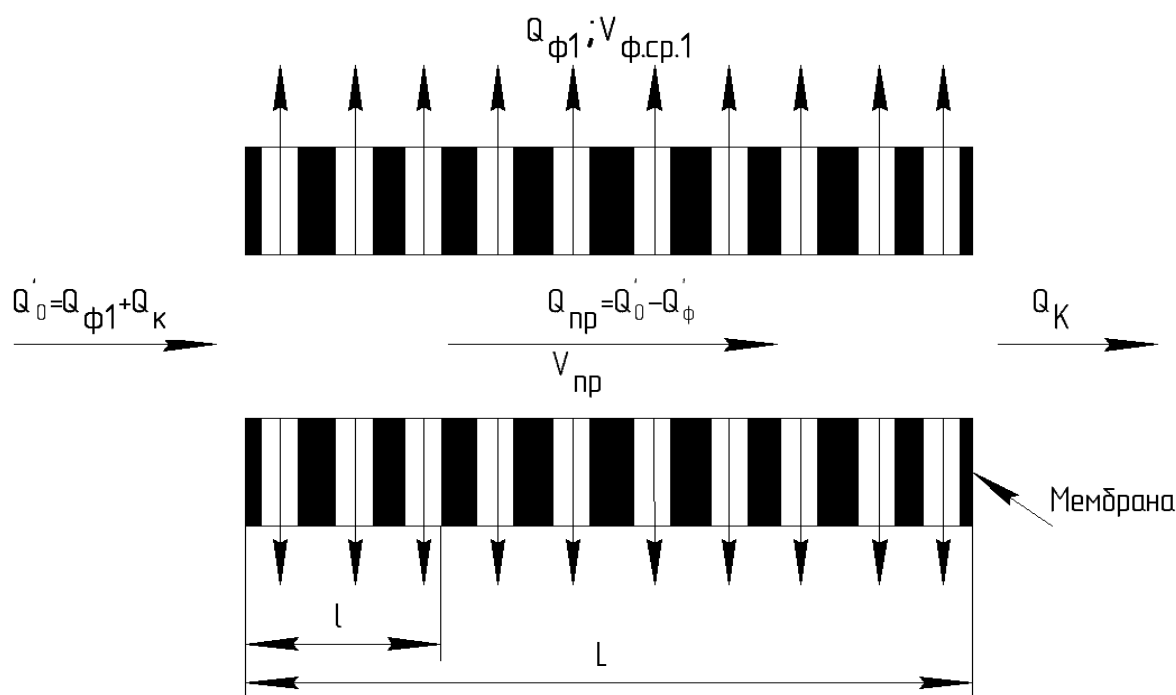


Рисунок 1- Схема изменения расхода по длине волокна

Зная расход жидкости на одно волокно (Q'_0), можно найти продольную скорость и продольный расход в произвольном сечении волокна:

$$Q_{\text{пр}} = Q'_0 - \pi \times d \times l \times V_{\text{ф.ср.1}}, \quad (7)$$

$$V_{\text{пр}} = \frac{Q_{\text{пр}} \times 4}{\pi \times d^2} = \frac{(Q'_0 - \pi \times d \times l \times V_{\text{ф.ср.1}}) \times 4}{\pi \times d^2} \quad (8)$$

В гидродинамических фильтрах существует параметр $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$, который характеризует работоспособность и надежность работы очистителей. Очистители работоспособны только в том случае, если значение отношения продольной скорости $V_{\text{пр}}$ жидкости в канале над проницаемой поверхностью фильтроэлемента к скорости фильтрата $V_{\text{ф}}$ через эту поверхность будет равно значению, отвечающему очистке конкретной очищаемой жидкости или группе жидкостей, предварительно устанавливаемому опытным путем [5].

Опытами установлено [6], что в случае очистки потока технической воды от твердых загрязнений гидродинамическими фильтрами в зависимости от степени загрязненности и ряда других факторов значение i лежит в пределах от 3 до 12. Поэтому, важным параметром в расчетах

гидродинамических очистителей является

$$\text{отношение } i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}.$$

Построим график изменения параметра i по длине волокна ультрафильтрационного модуля DIZZER 5000 SB.

Из рисунка 2 видим, что отношение $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$ в волокне, по сравнению с отношением $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$ в гидродинамических

фильтрах отличается на три порядка.

Из рисунка 2 видим, что отношение $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$ в волокне, по сравнению с отношением $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$ в гидродинамических

фильтрах отличается на три порядка. Это

показывает особенность рабочего процесса и требует дальнейших исследований, а именно определения наиболее рационального и минимально допустимого значения коэффициента, так как если брать из опыта эксплуатации гидродинамических фильтров, значение $i = \frac{V_{\text{пр}}}{V_{\text{ф}}}$ существенно влияет

на процесс самоочистки проницаемой поверхности.

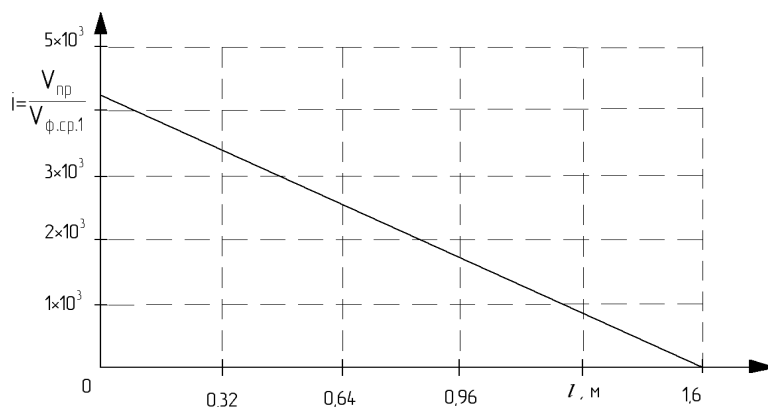


Рисунок 2 - Изменение параметра i по длине волокна

Для построения эпюры скоростей для разных участков по длине волокна воспользуемся законом распределения скоростей в круглой трубе [7].

$$\Delta p = \frac{V_{\text{пр}} \times 8 \times \mu \times l}{R^2}, \quad (9)$$

где Δp - перепад давления на участке l ;
 μ - динамический коэффициент вязкости.

Значение действительной скорости по сечению волокна для различных участков найдем из следующей формулы:

$$V = \frac{V_{\text{пр}} \times 8 \times \mu \times l}{4 \times \mu \times l} \times (R^2 - r^2) = \frac{\Delta p}{4 \times \mu \times l} \times (R^2 - r^2), \quad (10)$$

где R - внутренний радиус волокна;
 r - текущее значение радиуса изменяющейся от центра сечения волокна до R .

На рисунке 3 представлены эпюры скоростей для разных участков по длине волокна, где V_1 эпюра скорости при длине волокна 160мм, V_2 эпюра скорости при длине 640мм, V_3 эпюра скорости при

длине 1120мм, V эпюра скорости при $Q_{\text{ф1}} = 0$.

Рисунок 3 говорит о значительной неравномерности продольных скоростей по длине волокна. Интерес вызывает изучение влияния значения абсолютной скорости или отношения i на возникновение гель слоя или на разрушение этого слоя. Так же необходимо исследовать влияние на этот процесс значений касательных напряжений.

Построим эпюру касательных напряжений по длине волокна [7]

$$\tau = \frac{\Delta p \times r}{2 \times l}, \quad (11)$$

где Δp - перепад давления на участке l .
 На рисунке 4 представлены эпюры касательных напряжений для разных участков по длине волокна, где τ_1 эпюра касательных напряжений при длине волокна 160мм, τ_2 эпюра касательных напряжений при длине волокна 640мм, τ_3 эпюра касательных напряжений при длине волокна 1120мм, τ эпюра касательных напряжений при $Q_{\text{ф1}} = 0$.

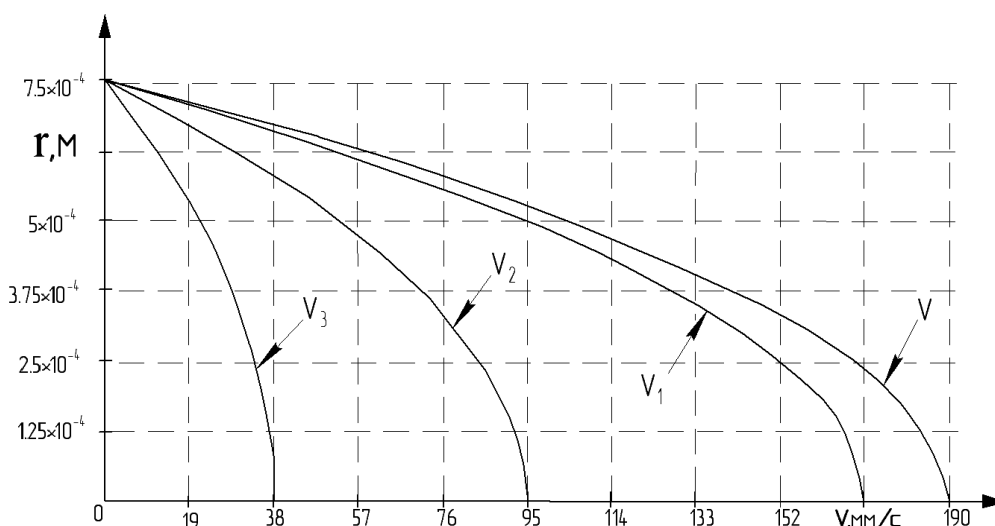


Рисунок 3 - Эпюры скоростей для разных участков по длине волокна

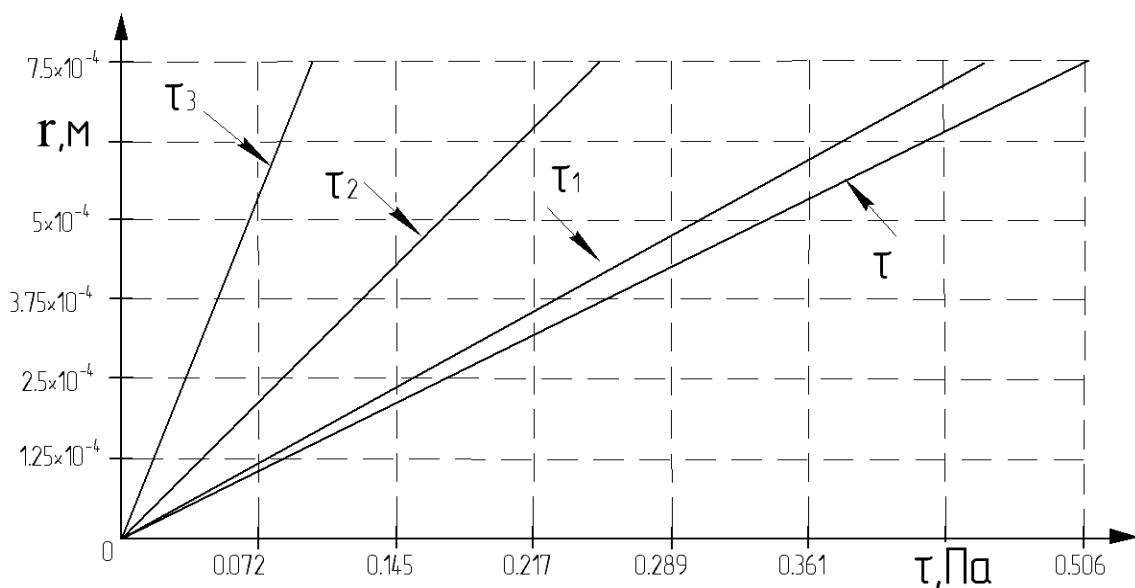


Рисунок 4 – Эпюры касательных напряжений для разных участков по длине волокна

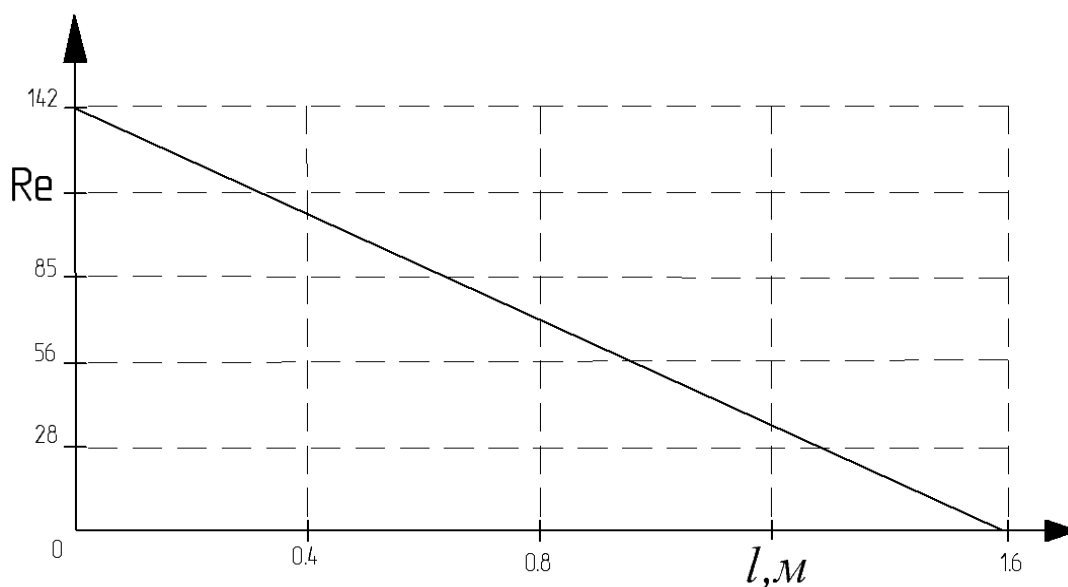


Рисунок 5 – Изменение числа Рейнольдса по длине волокна

Из рисунка 4 следует, что величина касательных напряжений падает вследствие неравномерности продольных скоростей. Как видно из рисунка 4 при прямой промывке, когда $Q_{\phi 1} = 0$, значения касательных напряжений τ по длине волокна постоянны. Как уже отмечалось выше, интерес вызывает определение влияния значений касательных напряжений на разруше-

ние или интенсивность образования геля слоя.

Найдем значение числа Рейнольдса:

$$Re = \frac{V_{\text{пр}} \times d}{\nu}, \quad (12)$$

где ν – кинематический коэффициент вязкости.

На рисунке 5 представлен график изменения числа Рейнольдса по длине волокна.

Из рисунка 5 видно, что режим течения ламинарный, а в случае тупиковой фильтрации, существуют все предпосылки для формирования концентрационной поляризации.

Еще одной особенностью является определение расхода исходя из заданного перепада давления по паспорту. Расход,

определённый из перепада давления при ламинарном течении получается на порядок выше, чем в действительности по паспорту. Это показывает и говорит о достаточно сложном течении в волокне и коэффициент потерь на трение надо находить, не исходя из стандартных формул течения жидкости при ламинарном течении.

Библиографический список

1. IWA 4-ая Восточноевропейская конференция "Опыт и молодость в решении водных проблем" [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://aquaproblems.ru/>
2. 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.
3. Дытнерский Ю.И. Обратный осмос и УФ / Ю.И. Дытнерский. – 1978. - 328с.
4. Характеристика ультрафильтрационного модуля Dizzer 5000SB [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://www.kaufmannntec.ru/images/ultra.pdf>
5. Чебан В.Г. Практический расчет фильтроэлемента с грушеобразным профилем фильтрующей поверхности очистителя маловязких жидкостей // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 31. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С.115-126.
6. Пат. 64598 Україна, МПК6 B01D37/00. Спосіб очищення рідин від механічних домішок у потоці / Бондаренко В.П.; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2003076535; заявл. 14.07.03; опубл. 15.07.05. Бюл. № 7.
7. Финкельштейн З.Л. Гидравлика и гидропривод (краткий курс) : учеб. пособ. / З.Л. Финкельштейн, В.Г. Чебан. – Алчевск : ДГМИ, 2001. – 164с.

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

Статья поступила в редакцию 17.06.13.

к.т.н. Чебан В.Г., Тумин А.Н. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРУ ТЕЧІЇ СУМІШІ В УЛЬТРАФІЛЬТРАЦІЙНИХ МОДУЛЯХ З ПОРОЖНІМИ ВОЛОКНАМИ

Для підвищення ефективності обробки води системами ультрафільтрації необхідно розширити теоретичну базу і провести експериментальні дослідження. У статті подано теоретичне дослідження характеру течії суміші в ультрафільтраційному модулі Dizzer 5000 SB. Розглянуто характер течії суміші в порожньому волокні, зроблено порівняння значень відношення швидкостей у волокні і в гідродинамічних фільтрах, визначені подальші шляхи досліджень.

Ключові слова: вода, ультрафільтраційна мембрана, дотична напруга, гідродинамічний фільтр, гель шар.

Cheban V.G., Tumin A.N. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

THEORETICAL STUDY OF THE FLOW OF SHARED MIXTURE OF ULTRAFILTRATION MODULES WITH HOLLOW OF FIBERS

For increase of efficiency of processing of water by systems of ultrafiltration it is necessary to expand theoretical base and to conduct pilot researches. Theoretical research of character of a mix current is presented in article in the ultrafiltrational module with hollow Dizzer 5000 SB fibers. It has been considered the nature of current of the mixture in a hollow fiber, made comparing the value of velocity ratio in fiber and in hydrodynamic filters, it has been determined the further ways of research.

Key words: water, ultrafiltration membrane, the tangent tension, hydrodynamic filter, the gel layer.

*к.т.н. Кузнецов Д.Ю.**(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, MChM-DonGTU@yandex.ru)*

ПРОМЫШЛЕННОЕ ОПРОБОВАНИЕ НОВОЙ ТЕХНОЛОГИИ ДЕСИЛИКОНИЗАЦИИ МАЛОКРЕМНИСТОЙ АВТОЛИСТОВОЙ СТАЛИ В АКП

Приведены результаты промышленного эксперимента по изучению процесса десиликонизации малокремнистой автолистовой стали при внепечной обработке в агрегате ковш-печь, проведенного в условиях действующего производства на ПАО «Алчевский металлургический комбинат». Установлены условия, при которых присадка периклаза в область горения электрических дуг позволяет снизить содержание кремния в металле.

Ключевые слова: автолистовая сталь, кремний, десиликонизация, агрегат ковш-печь.

В последнее десятилетие все большую долю в сортаменте производства современных металлургических предприятий занимают стали, изделия из которых получают путем глубокой вытяжки при холодной обработке давлением. Поскольку основным потребителем таких сталей является автомобилестроение, они получили также название автолистовые стали.

Обеспечение высокой пластичности для глубокой вытяжки при холодной прокатке без образования дефектов является главной задачей для технологов сталеплавильных цехов и, в то же время, главным требованием к качеству такого металла. В свою очередь, пластичность стали зависит от содержания таких примесей, как углерод, сера, цветные металлы, азот и кремний.

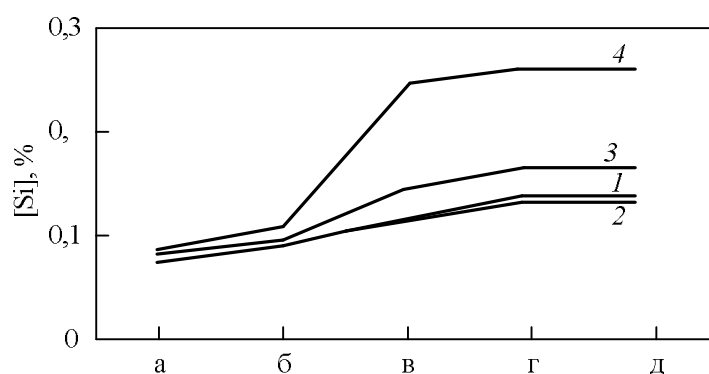
Если вопросы, связанные с получением заданного содержания углерода, серы и азота на современных предприятиях большей частью решены, то вопрос удаления избыточного кремния при производстве малокремнистых автолистовых сталей остается актуальным и требует дополнительных исследований [1].

Среди зарубежных металлургических предприятий, близким по условиям производства к современным украинским заводам, наибольший опыт по производству малокремнистой низкоуглеродистой стали накоплен на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК). В сортаменте ММК доля производства сталей типа 08Ю и IF, в которых массовую долю кремния ограничивают до 0,02-0,03%, всегда была значительной.

В конвертерном цехе комбината применяют четыре технологических варианта:

1) агрегат доводки стали (АДС) – МНЛЗ; 2) комбинированная установка вакуумирования стали (КУВС) – МНЛЗ; 3) агрегат ковш-печь АКП-1 (нагрев и доводка состава металла без десульфурации) – МНЛЗ; 4) АКП-2 (нагрев и доводка состава металла с десульфурацией) – МНЛЗ [2]. Проведенный анализ показал, что заметный прирост содержания кремния происходит при обработке стали в АКП (варианты 3 и 4). При варианте 3 (без десульфурации) прирост содержания кремния составляет в среднем 0,005%, а в случае десульфурации (вариант 4) он намного значительнее – в среднем 0,017% (рис. 1.3) [3]. Таким образом, именно в АКП создаются условия для насыщения стали кремнием.

Несмотря на наличие достаточно большого количества технологических схем, способствующих получению низкого содержания кремния в малокремнистых автолистовых сталях, все они имеют ряд существенных недостатков, обусловленных: невозможностью полной отсечки шлака перед выпуском стали в сталеразливочный ковш; необходимостью глубокого раскисления металла и шлака алюминием для эффективной десульфурации, а, следовательно, созданием условий для алюминотермического восстановления кремния; повышенным расходом извести для связывания SiO_2 и ухудшающейся при этом жидкоподвижности шлака; необходимостью использования кремнийсодержащих материалов и нагрева металла, что также способствует приросту содержания кремния и получению его в стали выше регламентированных концентраций.



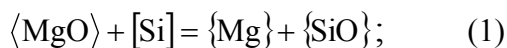
а – после выпуска; б и в – в начале и конце ковшевой обработки; г и д – в начале и конце разливки

Рисунок 1 – Динамика изменения содержания кремния по ходу технологического процесса ММК при четырех вариантах ковшевой обработки (см. в тексте)

В связи с этим, возникает необходимость усовершенствования технологии внепечной обработки стали для получения регламентированного содержания кремния в действующих производственных условиях и при минимальных затратах.

Одним из наиболее эффективных путей решения задачи получения регламентированного содержания кремния в малокремнистой автолистовой стали является разработанная автором технология внепечной обработки, предусматривающая десиликонизацию металла в сталеразливочном ковше путем расходования кремния стали на реакции восстановления компонентов шлака кремневосстановительным процессом в условиях низкотемпературной плазмы дугового разряда АКП.

В частности, предложено косвенное окисление кремния за счет восстановления магния из MgO (силикотермии магния):



$$\Delta G_T = 283195 + 30,8 \cdot T \cdot \lg(T) - 94,06 \cdot T, \text{ Дж/моль.}$$

По результатам термодинамического расчета, проведенного для реальных условий процесса, установлено, что температура начала процесса силикотермии магния составляет 2900-3300⁰С, следовательно, его протекание возможно только в высокотемпературной области на границе раз-

дела металл-шлак вокруг дуг агрегата ковш-печь.

Для подтверждения гипотезы о протекании процесса силикотермии магния при вводе на границу раздела металл-шлак в высокотемпературную область работы электрической дуги АКП твердого оксида магния были проведены дополнительные исследования путем организации двухфакторного эксперимента.

Исследования данного процесса проводили с применением активного эксперимента по известной методике [4]. В качестве изучаемых факторов были выбраны массовый расход оксида магния M_{MgO} (кг) и длительность дугового нагрева металла τ_n (мин.) после присадки MgO-содержащего материала.

Для инициации процесса силикотермии магния, сопровождающегося удалением кремния из металла, на границе раздела металла и шлака в высокотемпературной области электрической дуги АКП требуется наличие твердых частиц оксида магния, создающих поверхность для выделения газообразных продуктов реакции (1). При этом необходимо учесть возможное растворение части вводимого оксида магния в рафинировочном шлаке. Среднее содержание (MgO) составляет в конце обработки (когда наблюдается интенсивное восстановление кремния) 5,5% при средней массе шлака 6,3 т (2,1% от массы металла).

Количество вводимого оксида магния ограничено химическим составом шлака, поскольку, как известно [5-6], MgO при его содержании в рафинировочном шлаке 6-8% улучшает свойства шлака, а при содержании более 10% – приводит к загущению шлака и снижению его реакционной способности. Также при определении количества вводимого MgO учитывался его переход в шлак при износе периклазоуглеродистой футеровки ковша АКП в течение всего времени обработки металла. Поэтому количество присаживаемого MgO необходимо выбрать таким образом, чтобы при его растворении шлак оставался жидкоподвижным и сохранял рафинирующую способность независимо от интенсивности протекания процесса силикотермии магния.

В качестве основного уровня для первого фактора было принято количество присаживаемого MgO равное 100 кг. При присадке такого количества материала содержание MgO в шлаке может повыситься до 7,1% (без учета процесса силикотермии магния). Для величин верхнего, нижнего уровня и «звездных» точек был принят расход MgO 150, 50, 170,7 и 29,3 кг, который дает содержание MgO в шлаке соответственно 7,9, 6,3, 8,2 и 6,0%. Таким образом, для всех вариантов опыта присадка дополнительного количества MgO не будет ухудшать свойств шлака, что очень важно для непрерывного протекания процессов рафинирования металла.

Наличие мощной электрической дуги с высокой температурой, наравне с наличием в системе твердых частиц оксида магния, является необходимым условием для протекания реакции силикотермии магния. В связи с этим длительность горения дуги (длительность дугового нагрева металла) при вводе оксида магния также должна прямопропорционально влиять на эффективность удаления кремния из металла.

Поскольку опыты проводились в условиях действующего производства, основным ограничивающим фактором при выборе длительности нагрева после присадки оксида магния стало время обработки стали в АКП, обычно не превышающее 40 – 50 мин. В качестве основного уровня для второго фактора была принята величина длительности нагрева равная 5 мин., а с учетом «звездных» точек был получен интервал этой величины $2,2 \div 7,8$ мин. Во избежание нарушения ритма подачи ковшей на МНЛЗ, каждый опыт с заданным временем нагрева проводился в зависимости от условий обработки опытных плавок в АКП.

Расчет значений независимых переменных, использованных при планировании опытов для определения влияния присадок оксида магния на содержание кремния в стали приведен в табл. 1.

Таблица 1 – Значения изучаемых факторов при планировании опытов для определения влияния присадок оксида магния на содержание кремния в стали

№ п/п	Изучаемые факторы	Масса оксида магния, кг	Время нагрева, мин.
1	Основной уровень (0)	100	5
2	Единица варьирования	50	2
3	Верхний уровень (+1)	150	7
4	Нижний уровень (-1)	50	3
5	«Звездная» точка (+1,4142)	170,7	7,8
6	«Звездная» точка (-1,4142)	29,3	2,2
	Кодовое значение переменных	χ_1	χ_2

Матрица планирования эксперимента с одной центральной точкой представлена в табл. 2. Из нее следует, что для проведения полного факторного эксперимента с реализацией комбинаций на пяти уровнях (включая «звездные» точки) необходимо поставить 9 опытов. Измеряемое по результатам опытов изменение содержания кремния в стали обозначили как γ .

Опыты проводились в условиях действующего производства в агрегате ковш-печь кислородно-конвертерного цеха ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК»), характеристики которого приведены в табл. 3.

В соответствии с планом эксперимента было проведено 9 опытов во время внепеч-

ной обработки в АКП плавов марки стали 1006, выплавляемой по стандарту SAE.

В качестве MgO-содержащего материала применялся плавный периклаз марки ППК-95 с содержанием MgO не менее 95% и крупностью 10-20 мм. Выбор данного материала был обусловлен необходимостью обеспечить его поступление на границу металла и шлака, что достигается благодаря большей плотности периклаза (3800 кг/м^3) по сравнению с плотностью конечного шлака АКП (3500 кг/м^3).

Навески материала были сделаны предварительно и использовались в опытах в зависимости от выбранного времени нагрева для каждого отдельного опыта.

Таблица 2 – Матрица планирования эксперимента

Матрица планирования с одной центральной точкой						
χ_0	χ_1	χ_2	χ_1^2	χ_2^2	$\chi_1 \chi_2$	γ
+1	-1	-1	+1	+1	+1	γ_1
+1	-1	+1	+1	+1	-1	γ_2
+1	+1	-1	+1	+1	-1	γ_3
+1	+1	+1	+1	+1	+1	γ_4
+1	-1,4142	0	+2	0	0	γ_5
+1	+1,4142	0	+2	0	0	γ_6
+1	0	-1,4142	0	+2	0	γ_7
+1	0	+1,4142	0	+2	0	γ_8
+1	0	0	0	0	0	γ_9

Таблица 3 – Основные технические характеристики агрегата ковш-печь

Параметр	Величина
Вес плавки, т	300
Средняя длительность обработки, мин.	40
Диаметр электрода, мм	457
Ход электрода, мм	2600
Угол распада электродов, мм	800
Мощность трансформатора, МВА	50
Скорость нагрева, $^{\circ}\text{C/мин.}$	4 – 5
Глубина металлической ванны, мм	4700-4800
Минимальная величина свободного борта, мм	850
Количество продувочных узлов, шт.	2
Расход вдуваемого газа, л/мин. (на 1 пробку)	50-600

Присадка периклаза в сталеразливочный ковш при проведении промышленного эксперимента осуществлялась вручную через рабочее окно в своде-крышке АКП, поскольку механизированный ввод материала через систему бункерной эстакады и конвейеров АКП в данном случае не дает возможности ввести материал в требуемую реакционную область, расположенную под электродами. Для определения изменения содержания кремния в стали после завершения каждого опыта отбирались пробы металла с помощью одноразового пробоотборника ПМ-34.

Для всех опытов была выбрана постоянная ступень работы трансформатора АКП (8-я), позволяющая нагревать расплав со скоростью 4-5°C/мин. и, тем самым, обеспечить температурные условия процесса силикотермии магния, а также постоянная интенсивность аргонной продувки расплава в ковше (100 л/мин.), обеспечивающая подвод кремния в зону реакции, и, в то же время, отсутствие оголения зеркала металла.

Значения переменных факторов согласно матрице планирования и результаты опытов представлены в табл. 4.

Полученные значения величины снижения содержания кремния в стали будут представлять выход γ . Для получения уравнения зависимости вида $\eta = f(\chi_1; \chi_2)$ были определены коэффициенты регрессии b_i . Коэффициенты b_i в искомом уравнении:

$$b_0 = \chi_0 \cdot \gamma - \frac{1}{2} \chi_1^2 \cdot \gamma - \frac{1}{2} \chi_2^2 \cdot \gamma = -0,0025;$$

$$b_1 = \frac{1}{8} \chi_1 \cdot \gamma = 1,1305 \cdot 10^{-5};$$

$$b_2 = \frac{1}{8} \chi_2 \cdot \gamma = 0,0009;$$

$$b_3 = \frac{1}{2} \chi_0 \cdot \gamma - \frac{11}{32} \chi_1^2 \cdot \gamma - \frac{7}{32} \chi_2^2 \cdot \gamma = -9,5208 \cdot 10^{-8};$$

$$b_4 = \frac{1}{2} \chi_0 \cdot \gamma - \frac{7}{32} \chi_1^2 \cdot \gamma - \frac{11}{32} \chi_2^2 \cdot \gamma = -0,0001;$$

$$b_{1,2} = \frac{\chi_1 \cdot \chi_2 \cdot \gamma}{4} = 9,25 \cdot 10^{-6}.$$

В общем виде зависимость будет выглядеть следующим образом

$$\Delta Si = -0,0025 + 1,1305 \cdot 10^{-5} \cdot M_{MgO} + 0,0009 \cdot \tau_H - 9,5208 \cdot 10^{-8} \cdot M_{MgO}^2 - 0,0001 \cdot \tau_H^2 + 9,25 \cdot 10^{-6} \cdot M_{MgO} \cdot \tau_H. \quad (2)$$

По полученному уравнению построена графическая зависимость величины снижения содержания кремния в стали от расхода оксида магния и времени нагрева металла (рис. 2). Полученный график показывает значительную связь между количеством удаляемого из стали кремния, как с расходом оксида магния, так и со временем дугового нагрева.

Таблица 4 – Значения переменных факторов и результаты опытов

№ опыта	M_{MgO} , кг	τ_H , мин.	[Si], %		$\Delta[Si]$, %
			до	после	
1	50	3	0,0200	0,0191	0,0009
2	50	7	0,0245	0,0215	0,0030
3	150	3	0,0248	0,0213	0,0035
4	150	7	0,0284	0,0191	0,0093
5	29,3	5	0,0234	0,0222	0,0012
6	170,7	5	0,0248	0,0190	0,0058
7	100	2,2	0,0205	0,0193	0,0012
8	100	7,8	0,0287	0,0236	0,0051
9	100	5	0,0222	0,0178	0,0044

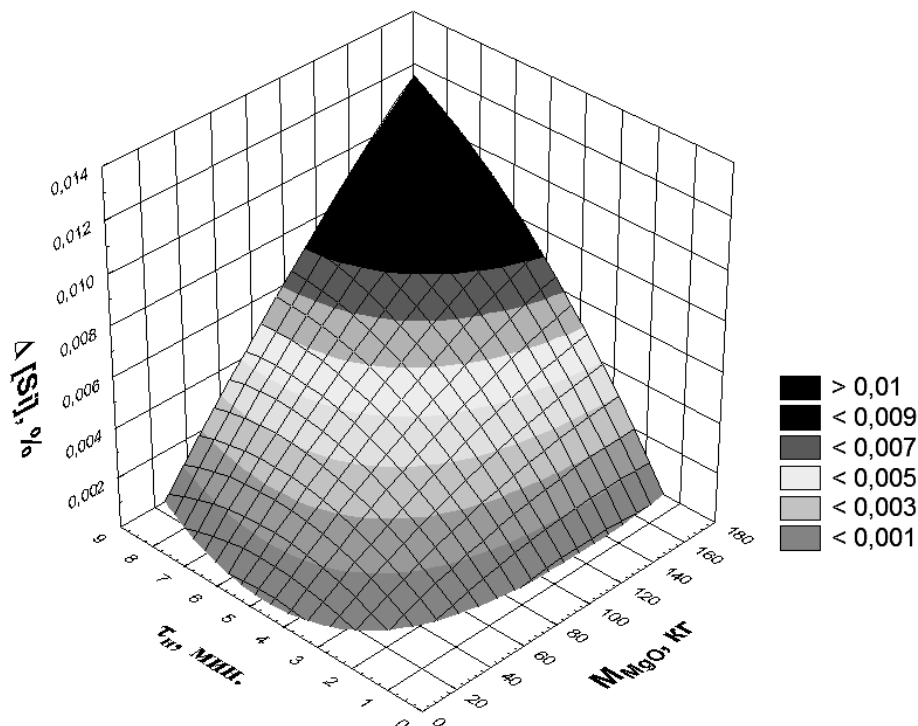


Рисунок 2 – Зависимость количества удаляемого кремния от расхода оксида магния и длительности дугового нагрева металла

Как видно, максимальное количество кремния можно удалить из металла путем ввода в зону работы дуги максимально возможного количества оксида магния, обеспечив при этом необходимое время горения дуги для наиболее полного протекания процесса силикотермии магния.

На всех опытных плавках было получено снижение содержания кремния в стали, удалось избежать превышения максимального предела по содержанию кремния в готовой стали, причем для двух плавков (опыты № 4 и 8 в табл. 4), где содержание кремния было выше допустимого, было обеспечено требуемое его содержание – ниже 0,025%.

Таким образом, было установлено, что при внепечной обработке в АКП низкоуглеродистой малокремнистой стали, содержащей 0,02-0,06% алюминия, под шлаками, суммарное содержимое оксидов железа и марганца в которых не превышает 1,5%, присадка периклаза фракцией 10-20 мм в область горения электрических дуг в количестве 30-170 кг позволяет на протяжении

3-8 минут снизить содержание кремния в металле на 0,001-0,01%.

На основании полученных результатов и опыта работы агрегатов ковш-печь на отечественных предприятиях, была разработана следующая последовательность технологических приемов для процесса десиликонизации малокремнистых сталей в АКП в случае превышения содержания кремния в стали выше допустимого предела.

1. После получения результатов химического анализа металла с превышением содержания кремния в стали выше допустимого предела присадить в ковш плавленный периклаз.

2. После присадки периклаза произвести нагрев на ступенях трансформатора, обеспечивающих нагрев стали на 4-5⁰С/мин.

3. Количество MgO для присадки в ковш и длительность нагрева определять в зависимости от необходимого количества удаляемого из металла кремния согласно зависимости (2). Необходимое количество удаляемого из металла кремния определяется мастером смены или сталеваром. Содержа-

ния кремния перед разливкой необходимо обеспечить на 0,002-0,003% ниже верхнего предела для обрабатываемой марки стали.

4. Присадку периклаза производить на поверхность шлака в область работы электродов. Шлак перед вводом периклаза должен быть жидкоподвижным.

5. В процессе десиликонизации производить продувку металла аргоном с расходом 100-250 л/мин.

6. По окончании нагрева отобрать пробу металла для контроля содержания кремния. При необходимости повторить корректировку содержания кремния по пунктам 1-5.

Внедрение усовершенствованной технологии внепечной обработки малокрем-

нистых автолистовых сталей в АКП ПАО «АМК» позволило исключить необходимость применения принудительного вторичного окисления кремния и, как следствие, сократить расход алюминия при внепечной обработке стали на 2,0 кг/т.

Применение внедренной технологии в течение одного календарного месяца позволило исключить отсортировку по содержанию кремния 2700 т непрерывнолитых заготовок, за счет которых выход годных слэбов повысился на 3,24%, при этом экономический эффект составил 313092 грн.

Бібліографічний список

1. Поживанов М.А. Выплавка стали для автолиста / М.А. Поживанов, Е.Х. Шахпазов, А.Г. Свяжсин. – М.: Интерконтакт-Наука, 2006. – 165 с.
2. Бодяев Ю.А. Выплавка и внепечная обработка IF-стали в кислородно-конвертерном цехе ОАО ММК / Ю.А. Бодяев, А.А. Степанова, В.В. Фролов // *Металлург.* – 2005. – № 8. – С. 44-45.
3. Валиахметов А.Х. Особенности изменения содержания кремния в малоуглеродистой стали во время ковшевой обработки / А.Х. Валиахметов // *Сталь.* – 2004. – № 7. – С. 22-23.
4. Налимов В.В. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов / В.В. Налимов, Н.А. Чернова. – М.: Наука, 1965. – 340 с.
5. Кудрин В.А. *Металлургия стали* / В.А. Кудрин. – М.: *Металлургия*, 1989. – 560 с.
6. Дюдкин Д.А. Производство стали на агрегате ковш-печь / Д.А. Дюдкин, С.Ю. Бать, С.Е. Гринберг и др. – Донецк: ООО "Юго-Восток, ЛТД", 2003. – 300 с.

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

Статья поступила в редакцию 26.06.13.

к.т.н. Кузнецов Д.Ю. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ПРОМІСЛОВЕ ВИПРОБУВАННЯ НОВОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ДЕСИЛІКОНІЗАЦІЇ МАЛОКРЕМЕНИСТОЇ АВТОЛИСТОВОЇ СТАЛІ В АКП

Приведені результати промислового експерименту по вивченню процесу десиліконизації малокременистої автолистової сталі при позапічній обробці в агрегаті ківш-піч, проведеного в умовах діючого виробництва на ПАТ «Алчевський металургійний комбінат». Встановлені умови, за яких присадка периклазу в область горіння електричних дуг дозволяє понизити вміст кремнію в металі.

Ключові слова: автолистова сталь, кремній, десиліконизація, агрегат ківш-піч.

Kuznetsov D.Yu. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

INDUSTRIAL ASSAY OF A NEW TECHNOLOGY OF LOW-SILICON STEEL FOR AUTOMOBILE-BODY SHEET DESILICATION IN A LADLE-FURNACE UNIT

The brought results over of industrial experiment on the study of the low-silicon steel for automobile-body sheet desilication process at out-of-furnace treatment in a ladle-furnace unit, conducted in the conditions of operating production of OJSC «Alchevsk iron and steel works». Set terms at that the additive of periclase in the area of burning of voltaic arcs allows to bring down content of silicon in a metal.

Key words: steel for automobile-body sheet, silicon, desilication, ladle-furnace unit.

к.т.н. Антыкуз О.В.
(ДонНТУ, г. Донецк, Украина, antykuz@i.ua)

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ НЕСИНУСОИДАЛЬНОГО РЕЖИМА КАЧАНИЯ КРИСТАЛЛИЗАТОРА СЛЯБОВОЙ МНЛЗ

Приведены результаты математического моделирования, направленные на изучение несинусоидальных режимов качания кристаллизатора слябовой МНЛЗ, изучены основные достоинства и недостатки существующих несинусоидальных режимов качания. На основании данного анализа произведено усовершенствование несинусоидального режима качания, которое позволяет уменьшить ударные нагрузки на 5-25%, что позволит повысить срок службы привода механизма качания и снизить вероятность образования волновых колебаний металла в кристаллизаторе.

Ключевые слова: механизм качания, коэффициент несинусоидальности, время опережения, волновые колебания.

Широкое использование гидравлических механизмов качания стало возможным благодаря бурному развитию систем автоматического управления в 80-90-х годах XX века и ввода их в производственную среду. Это позволило конструкторам не только применить наряду с синусоидальными режимами качания и асимметричные (несинусоидальные), которые позволяют достигнуть совершенно новых возможностей по управлению соотношением параметров качаний кристаллизатора в зависимости от скорости разливки [1, 2], но и осуществлять более плавное регулирование параметров качания при изменениях в процессе литья, а также использовать более широкий диапазон технологических параметров, связанных с качанием кристаллизатора [3, 4].

Кроме того, по данным различных литературных источников, отмечается, что качание по несинусоидальным режимам по крайней мере на 30% уменьшает глубину следов качания по сравнению с синусоидальным режимом [5]. Установлено, что для несинусоидального режима качания в сравнении с синусоидальным, характерен меньший период сжатия (время опережения), при котором образуются неглубокие следы качания шириной около 250 микрон для одинаковых марок стали. В целом следует отметить, что несинусои-

дальный режим качания является эффективным способом сокращения образования глубоких твердых заворотов корочки.

Несинусоидальный режим качания кристаллизатора обладает следующими преимуществами в сравнении с синусоидальным режимом [6]:

- обеспечение минимизации времени опережения, а, следовательно, и снижением времени воздействия сжимающих нагрузок на корочку заготовки;
- уменьшением глубины следов качания на поверхности заготовки;
- увеличение сортамента разливаемых марок стали, за счет увеличения числа реализуемых режимов качания кристаллизатора.

Режим качания кристаллизатора оказывает влияние на качество поверхности и подповерхностных зон непреывнолитой заготовки (глубина следов качания), а также на стабильность работы МНЛЗ (возможность образования волновых колебаний поверхности металла в кристаллизаторе). Вероятность образования волн в кристаллизаторе при использовании несинусоидальных режимов качания кристаллизатора значительно выше, чем у синусоидальных режимов. Одной из причиной этого явления является способ реализации асимметричного закона, а именно: классический асимметричный режим движения

предполагает, что движение кристаллизатора вверх осуществляется по одному синусоидальному закону (частота качания для такого закона как правило меньше цикловой частоты качания), а движение вниз – по другому (частота качания для закона движения вниз как правило больше цикловой частоты качания). При изменении направления движения происходит значительное и резкое изменение ускорения – удар. Это ведет к появлению второй гармоники в спектральной форме сигнала движения кристаллизатора, что свидетельствует о воздействии на непрерывнолитую заготовку, находящуюся в кристаллизаторе дополнительной силы, которая может вызвать образование волновых колебаний в кристаллизаторе. Причем с ростом коэффициента несинусоидальности растет и значение ускорения на удвоенной частоте качания кристаллизатора, а, следовательно, и величина возмущающего воздействия.

В связи с этим, представляется целесообразным усовершенствовать несинусоидальный режим качания с целью частичного или полного исключения второй гармоники из спектра перемещения кристаллизатора. То есть необходимо исключить резкий скачок в сигнале ускорения при смене направления движения кристаллизатора.

При решении данной задачи была разработана математическая модель в среде MathCad для проектирования и определения усовершенствованного асимметричного закона движения кристаллизатора. Данные расчеты проводились для конкретных условий разливки, а именно для кристаллизатора слябовой МНЛЗ Кислородно-конвертерного цеха ПАО «МК «Азовсталь». В качестве исходных данных используются следующие значения:

- скорость разливки $V_p = 1,0$ м/мин;
- индекс опережения $I = 1,4$;
- амплитуда качания кристаллизатора $A = 2,5$ мм;
- коэффициент несинусоидальности $k = 0,7$.

Максимальная скорость движения кристаллизатора

$$V_k = V_p * I = 1,0 * 1,4 = 1,4 \text{ м/мин.} \quad (1)$$

Тогда, частота качания кристаллизатора для амплитуд

$$f = \frac{V_k * 1000}{60 * 2 * \pi * A} = 1,485 \text{ Гц.} \quad (2)$$

Период одного колебания

$$T = \frac{1}{f} = 0,673 \text{ с.} \quad (3)$$

На основании полученных данных построим графики перемещения, скорости и ускорения движения кристаллизатора для синусоидального закона качания (коэффициент несинусоидальности 0,5). Эти графики представлены на рисунке 1.

На рисунке 1: $As * 100$ – график перемещения кристаллизатора, мм*100; $Vs * 10$ – график скорости движения кристаллизатора, мм/с*10; as – график ускорения кристаллизатора, мм/(с²); $Vt * 10$ – график скорости разливки, мм/с*10.

Определим время опережения (NST) и относительное время опережения (NSP) для представленных выше синусоидальных режимов качания кристаллизатора:

$$NST = \frac{1}{\pi * f} * \arccos\left(\frac{V_p * 1000}{2 * A * \pi * f * 60}\right); \quad (4)$$

$$NSP = \frac{100}{\pi} * \arccos\left(\frac{V_p * 1000}{2 * A * \pi * f * 60}\right); \quad (5)$$

и $NST = 0,166$ с; $NSP = 24,7$ %.

Далее определим время движения вверх и время движения вниз кристаллизатора для несинусоидального режима качания с коэффициентом несинусоидальности $k = 0,7$:

$$t_b = T * k; \quad (7)$$

$$t_n = T - t_b; \quad (8)$$

и $t_b = 0,47$ с; $t_n = 0,2$ с.

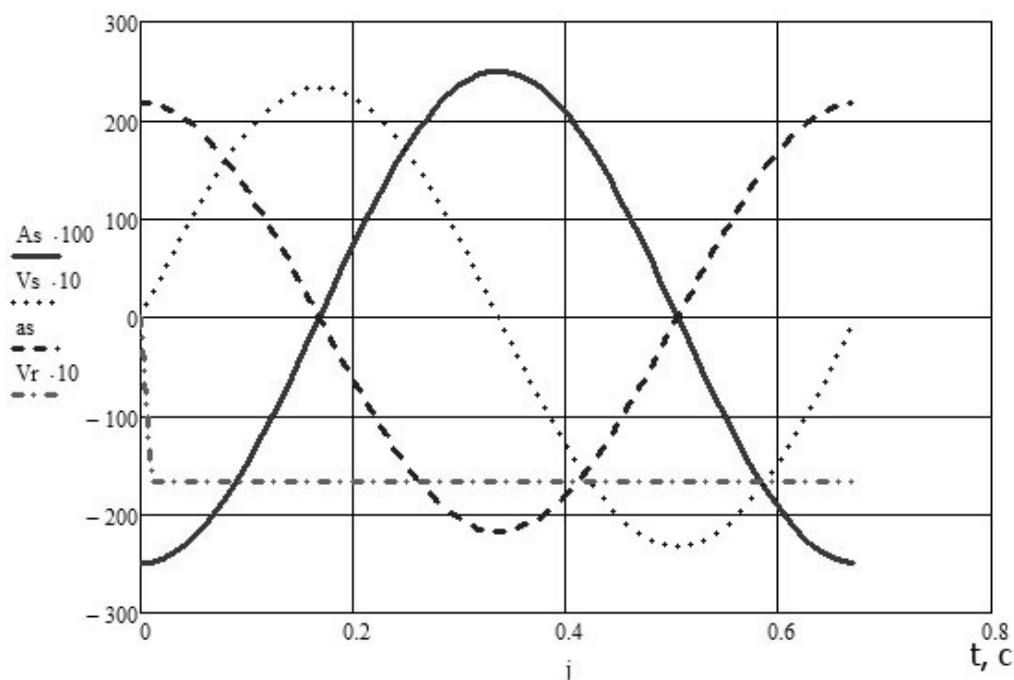


Рисунок 1 – Графики перемещения, скорости и ускорения кристаллизатора, соответствующие синусоидальному режиму качания

Частоты качания кристаллизатора при его движении вверх и вниз:

$$f_b = \frac{1}{2 * t_b}; \quad (9)$$

$$f_n = \frac{1}{2 * t_n}; \quad (10)$$

и $f_b = 1,06$ Гц; $f_n = 2,48$ Гц.

На основании рассчитанных данных построим графики перемещения, скорости и ускорения кристаллизатора при использовании несинусоидального режима качания кристаллизатора с коэффициентом несинусоидальности $k=0,7$. Эти графики представлены на рисунке 2.

На рисунке 2: $A_{ns} * 100$ – график перемещения кристаллизатора, мм*100; $V_{ns} * 10$ – график скорости движения кристаллизатора, мм/с*10; a_{ns} – график ускорения кристаллизатора, мм/(с²); $V_r * 10$ – график скорости разливки, мм/с*10.

На рисунке 2 при смене направления движения кристаллизатора присутствует

резкий скачок в ускорении, который вызывает значительное увеличение модуля значения ускорения и приводит к появлению удара.

Определим время опережения NST и относительное время опережения NSP для представленных выше несинусоидальных режимов качания кристаллизатора (выражения 4, 5): NST=0,145 с; NSP=35,9 %.

На рисунке 2: $A_{ns} * 100$ – график перемещения кристаллизатора, мм*100; $V_{ns} * 10$ – график скорости движения кристаллизатора, мм/с*10; a_{ns} – график ускорения кристаллизатора, мм/(с²); $V_r * 10$ – график скорости разливки, мм/с*10.

На рисунке 2 при смене направления движения кристаллизатора присутствует резкий скачок в ускорении, который вызывает значительное увеличение модуля значения ускорения и приводит к появлению удара.

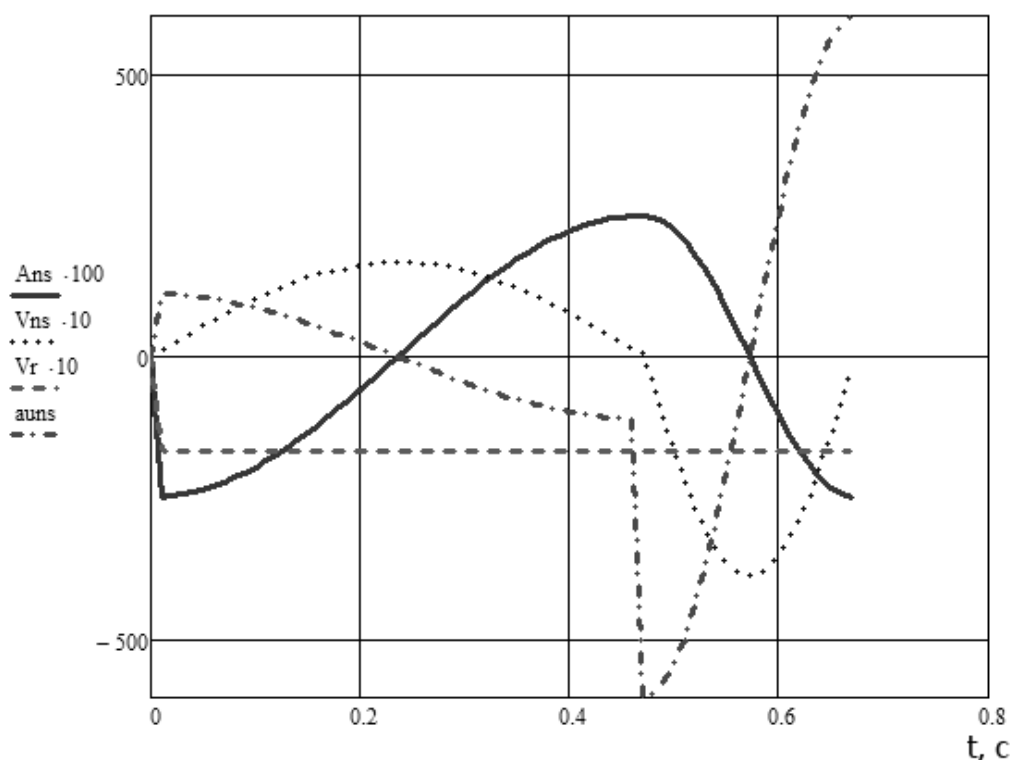


Рисунок 2 – Графики перемещения, скорости и ускорения кристаллизатора, соответствующие несинусоидальному режиму качания ($k=0,7$)

Определим время опережения NST и относительное время опережения NSP для представленных выше несинусоидальных режимов качания кристаллизатора (выражения 4, 5): NST=0,145 с; NSP=35,9 %.

Для устранения резкого изменения значения ускорения в законе движения кристаллизатора необходимо исключить скачок, обеспечив при этом неизменность времени опережения. Для этого следует осуществлять плавное изменение ускорения на участке изменения направления движения кристаллизатора. Первое, что требуется сделать - определить точку начала опережения ($t_{оп}$) и точку изменения направления движения кристаллизатора на временной шкале (t_b). Далее определим участок сглаживания относительно точки ($t_{оп}$)

$$\Delta t = 2 * (t_{оп} - t_b). \quad (11)$$

В качестве метода устранения скачка при изменении направления движения

кристаллизатора используем сглаживание прямой линией. Для этого определим значение ускорения в конечных точках прямой: $a(t_b - \Delta t)$ и $a(t_b + \Delta t)$. Имея координаты 2-х точек подберем уравнение прямой:

$$y = k * x + b; \quad (12)$$

$$k = \frac{a(t_b + \Delta t) - a(t_b - \Delta t)}{-2 * \Delta t}; \quad (13)$$

$$b = a(t_b - \Delta t) - k * (t_b - \Delta t). \quad (14)$$

После того, как определили уравнение прямой, произведем сглаживание сигнала ускорения. Далее, проинтегрировав сигнал ускорения кристаллизатора, получим сигнал скорости движения кристаллизатора с учетом сглаживания; а, дважды проинтегрировав - получим сигнал перемещения кристаллизатора. Построим графики перемещения, скорости и ускорения кристаллизатора при использовании несинусоидального режима качания кристаллизатора со сглаживанием по ускорению. Коэффици-

циентом несинусоидальности $k=0,6$. Эти графики представлены на рисунке 3.

На рисунке 3: $Hnsmod \cdot 100$ – график перемещения кристаллизатора, мм*100; $Vnsmod \cdot 10$ – график скорости движения кристаллизатора, мм/с*10; $Ansmod$ – график ускорения кристаллизатора, мм/(с²); $Vr \cdot 10$ – график скорости разливки, мм/с*10.

Применение сглаживания позволяет не только исключить резкий скачок ускорения, но и снизить максимальное значение ускорения в зависимости от параметров качания (амплитуда, частота, коэффициент несинусоидальности) на 5-25% (рис. 3).

Для сравнения изменений, внесенных в режимы качания кристаллизатора с применением сглаживания, построены соот-

ветствующие графики перемещения, скорости и ускорения на одной координатной сетки. Они представлены соответственно на рисунке 4-6.

Ускорение движения кристаллизатора для закона движения с использованием сглаживания определяется по следующей зависимости:

$$a = \begin{cases} -A \cdot 4 \cdot \pi^2 \cdot f_b^2 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_b \cdot t - \frac{\pi}{2}); & t \in [0; t_b - \Delta t]; \\ k \cdot t + b; & t \in (t_b - \Delta t; t_b + \Delta t); \\ -A \cdot 4 \cdot \pi^2 \cdot f_n^2 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f_n \cdot t + \frac{\pi}{2}); & t \in [t_b + \Delta t; T]. \end{cases} \quad (15)$$

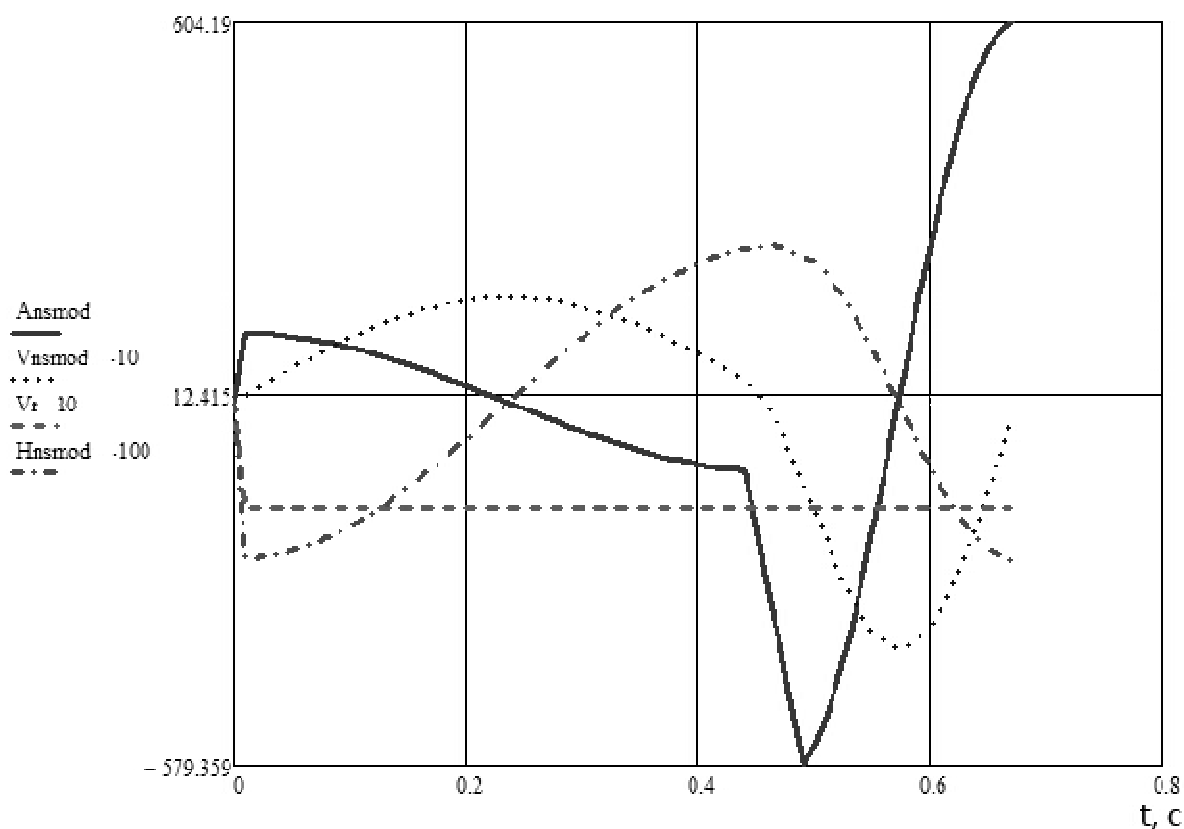


Рисунок 3 – Графики перемещения, скорости и ускорения кристаллизатора несинусоидального режима качания при использовании сглаживания ($k=0,7$)

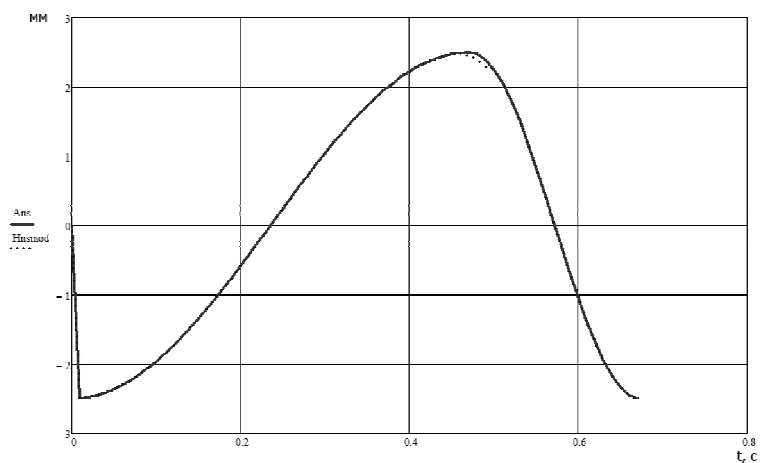


Рисунок 4 – Графики перемещения кристаллизатора несинусоидального режима качания без сглаживания (сплошной) и со сглаживанием (пунктирный) ($k=0,7$; $A=2,5$ мм)

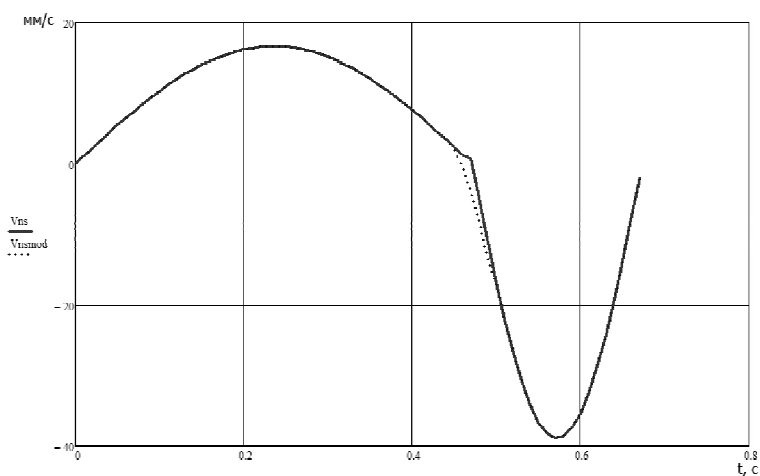


Рисунок 5 – Графики скорости движения кристаллизатора несинусоидального режима качания без сглаживания (сплошной) и со сглаживанием (пунктирный) ($k=0,7$; $A=2,5$ мм)

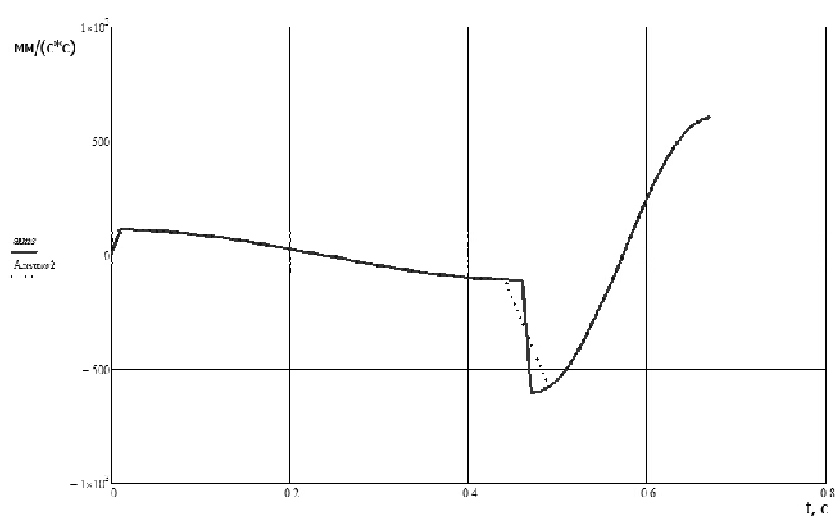


Рисунок 6 – Графики ускорения кристаллизатора несинусоидального режима качания без сглаживания (сплошной) и со сглаживанием (пунктирный) ($k=0,7$; $A=2,5$ мм)

При сравнении двух типов несинусоидальных режимов качания существенных отличий в графиках перемещения и скорости не обнаружено. Поэтому модифицированный несинусоидальный режим более предпочтительный, чем соответствующий ему традиционный несинусоидальный режим, так как:

1. При неизменном времени опережения NST и относительном времени опережения NSP, устранен скачок в сигнале ускорения при изменении направления движения кристаллизатора, следовательно, отсутствует удар.

2. Снижены максимальные значения ускорения в зависимости от параметров качания (амплитуда, частота, коэффициент несинусоидальности) на 5-25%, а, следовательно, и инерционные нагрузки на механизм качания, что способствует продлению срока службы привода механизма качания.

3. Снижена амплитуда второй гармоники в спектре перемещения, а, следовательно, уменьшена вероятность возникновения волн на поверхности жидкой стали в кристаллизаторе.

Библиографический список

1. Fuchs W. Effects of oscillation waveform on the surface quality of SBQ-billets: experiences with hydraulic oscillators at Von Moos Stahl AG / W. Fuchs, S. Lemgen, H. Roelofs, C. Tercelli // 4th European Continuous Casting Conference, October 14-16, 2002. – 2002. – P. 405-414.
2. Szekeres E. S. Overview of mold oscillation in continuous casting / E. S. Szekeres // Iron and Steel Engineer. - July 1996. – P. 29-37.
3. Смирнов А. Н. Некоторые подходы к выбору рациональных параметров качания кристаллизаторов МНЛЗ / А. Н. Смирнов, О. В. Антыкуз, А. Ю. Цупрун, В. М. Пильгаев // Электрометаллургия. – 2008. – №5. – С. 22-30.
4. Данилов В.Л. Взаимодействие слитка с кристаллизатором при непрерывном литье тонких слябов / В.Л. Данилов, С.В. Зарубин, Б.А. Сивак [и др.] // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1997. – №6. – С. 11-13.
5. Darle T. Hydraulic Oscillation of the CC Slab Mold at Sollac Florange: First Industrial Results, Future Developments / T. Darle, [et al] // Steelmaking Conference Proceedings. - 1993. – Warrendale: 1993. – P.209-218.
6. Itoyama S. Effect of casting conditions on oscillation mark depth / S. Itoyama // CAMP-ISIJ. – vol. 5. – 1992. – P. 1225-1228.

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

Статья поступила в редакцию 01.07.13.

к.т.н. Антикуз О.В. (ДонДТУ, м. Донецьк, Україна)

ВДОСКОНАЛЕННЯ НЕСИНУСОЇДАЛЬНОГО РЕЖИМУ ХИТАННЯ КРИСТАЛІЗАТОРА СЛЯБОВОЇ МБЛЗ

Наведено результати математичного моделювання, спрямовані на вивчення несинусоїдних режимів хитання кристалізатора слябової МБЛЗ, вивчено основні переваги та недоліки існуючих несинусоїдних режимів хитання. На підставі даного аналізу розроблено удосконалений несинусоїдальний режим хитання, який дозволяє зменшити ударні навантаження на 5-25%, що дозволить підвищити термін служби привода механізму хитання і знизити ймовірність утворення хвильових коливань металу в кристалізаторі.

Ключові слова: механізм хитання, коефіцієнт несинусоїдальності, час випередження, хвильові коливання.

Antykuz O.V. (DonSTU, Donetsk, Ukraine)

IMPROVEMENT OF NON-SINUSOIDAL MODE OSCILLATION OF THE MOLD SLAB CASTER

The results of mathematical modeling, aimed at studying the non-sinusoidal mold oscillation modes slab caster, studied the main advantages and disadvantages of the existing non-sinusoidal oscillation modes. Based on this analysis, the improvement made non-sinusoidal oscillation mode, which reduces the impact load by 5-25%, which will increase the life of the drive mechanism of the swing, and reduce the probability of wave oscillations of the metal in the mold.

Key words: mechanism of mold oscillation, coefficient of non-sinusoidal, negative strip time, the wave oscillation.

к.т.н. Салмаи И.Н.

(ДонНТУ, г. Донецк, Украина, iriwa@email.ua)

ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА ПЕРЕМЕШИВАНИЯ РАСПЛАВА ПРИ ПРОДУВКЕ ЧЕРЕЗ ДВА ОТВЕРСТИЯ НА ТРЕХМЕРНЫХ МОДЕЛЯХ КОВШЕЙ

В статье представлены результаты исследования процесса перемешивания расплава при продувке через два отверстия на трехмерных моделях ковшей, которые выполнены на математических моделях, с разработанными с использованием учебной версии прикладного пакета ANSYS/ED, реализующего метод конечных элементов. Определено рациональное расположение продувочных узлов.

Ключевые слова: *схемы перемешивания, футеровка, ковши, продувочная фурма, исследования, диапазон расположения продувочных фурм, поток.*

Выполненное моделирование с применением двумерных моделей в прикладном пакете ANSYS [1-3] позволило выявить общие закономерности перемешивания расплава в ковшах при различных вариантах продувки, отметить основные закономерности движения потоков и тенденции по расположению продувочных отверстий. Однако для более полного представления о процессе перемешивания расплава в реальных ковшах с двумя продувочными отверстиями было проведено трехмерное моделирование, целью которого являлось изучение влияния угла раствора между отверстиями на характеристики движения расплава, его воздействие на футеровку, а также тепловое состояние перемешиваемой стали.

В ходе моделирования рассматривалось существующее в ковшах расположение продувочных отверстий, а также положение, соответствующее $\gamma/R_n = 0,65 - 0,7$ (как наиболее рациональное, выявленное при двумерном моделировании), угол раствора между отверстиями варьировался в диапазоне $110 - 160^\circ$. В таблице 1 приведены параметры, определяющие геометрическое положение отверстий в моделях ковшей. Расход газа составлял 600 л/мин. на каждое отверстие.

В результате моделирования для каждого из указанных вариантов получены векторные картины суммарных скоростей

расплава. Для более детального рассмотрения циркуляционных контуров в характерных плоскостях, проходящих через продувочные отверстия (рис.1), были построены поперечные сечения. Результирующие картины на момент времени 900 с от начала продувки приведены в таблицах 2 – 3.

Следует отметить, что во всех представленных случаях движение потоков расплава происходит практически одинаково. Восходящие от продувочных отверстий потоки расплава образуют две основные зоны циркуляции в плоскостях В–В и Г–Г. Скорость потока расплава по мере подъема замедляется; большая часть потока отклоняется к дальней от отверстия стенке ковша и движется вниз, к днищу, несколько ускоряясь; достигает днища и увлекается вверх восходящим потоком, тем самым образуя циркуляционный контур. Еще один циркуляционный контур образуется частью восходящего потока, которая отклоняется к ближайшей к продувочному отверстию стенке ковша. При расположении отверстий с углом 160° (почти диаметрально) размеры указанных циркуляционных зон практически одинаковы для обоих ковшей.

Таблица 1 – Геометрические параметры расположения продувочных отверстий в моделях ковшей

Ковш 120 т			Ковш 75 т		
Номер варианта	г, м	α , град.	Номер варианта	г, м	α , град.
1*	0,94	110	1	0,83	110
2		135	2*		135
3		160	3		160
4	0,76	110	4	0,715	110
5		135	5		135
6		160	6		160

* Соответствует существующей конструкции ковша

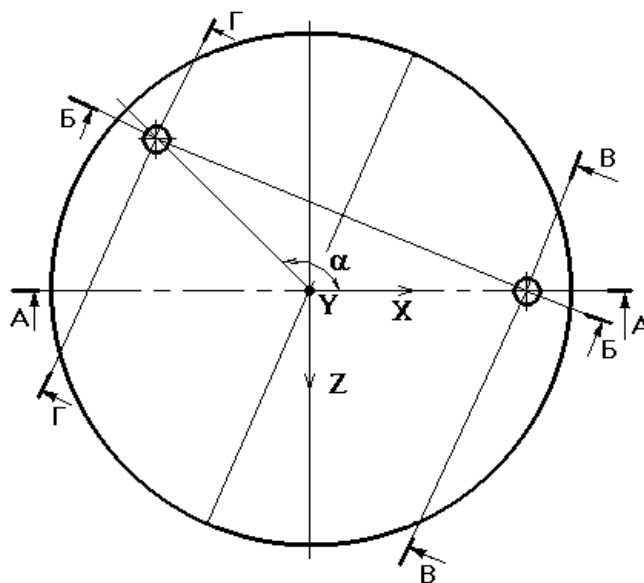


Рисунок 1 – Схема расположения секущих плоскостей расчетной области расплава

Также восходящие от продувочных отверстий потоки частично отклоняются к вертикальной оси ковша (см.сечение Б-Б), но скорости расплава здесь незначительные. В целом, наиболее интенсивное перемешивание расплава происходит в плоскостях В-В и Г-Г, а также в плоскостях, параллельных им, расположенных на удалении равном 1...2 диаметра продувочного отверстия. Расплав, расположенный в центральной части ковша, движется в разных направлениях с незначительными скоростями.

Количественная оценка доли «малоподвижных» зон расплава в объеме ковшей показала, что для обоих ковшей этот показатель находится в диапазоне 30...40%. Графики изменения доли «малоподвижных» зон в зависимости от варианта расположения продувочных отверстий приве-

дены на рис. 2. Анализ представленных зависимостей позволяет отметить следующее. Меньше всего «застойных» зон в расплаве образуется при размещении отверстий с углом 160° , причем с любым радиусом расположения. Но при размещении отверстий на наиболее рациональном удалении от вертикальной оси ($r/R_n = 0,65 - 0,7$) происходит наиболее полное перемешивание расплава. Расположение отверстий, согласно существующей конструкции ковшей, дает несколько худшие, но вполне приемлемые результаты. Доля «малоподвижных» зон в расплаве увеличивается на 4 и 10% соответственно для ковша 120 и 75 т по сравнению с вариантом $r/R_n = 0,65 \dots 0,7$ и $\alpha = 160^\circ$ (вариант №6).

Таблица 2 – Картины суммарных скоростей расплава при продувке в 120 т ковше

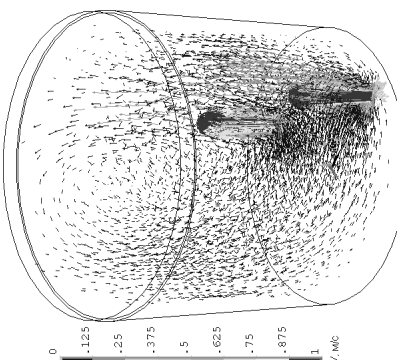
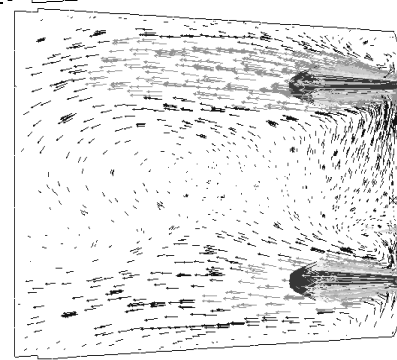
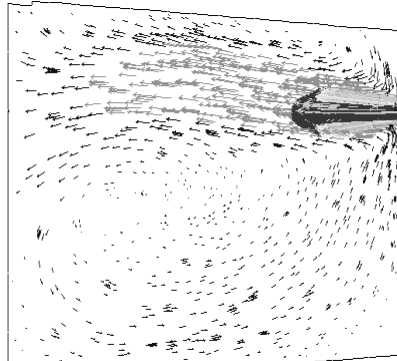
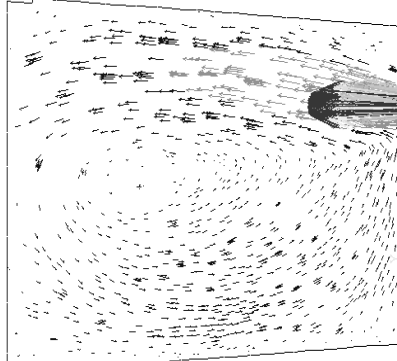
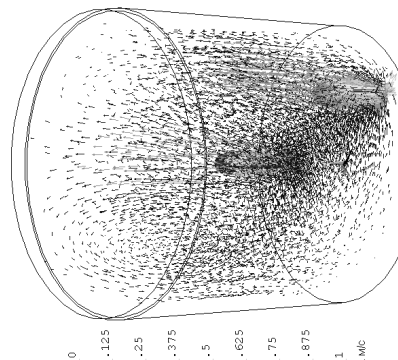
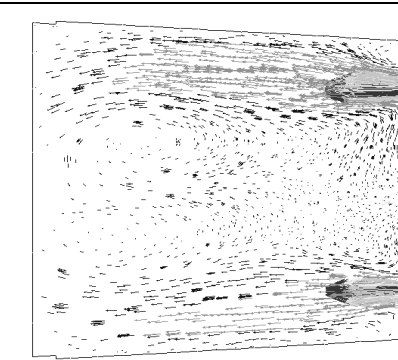
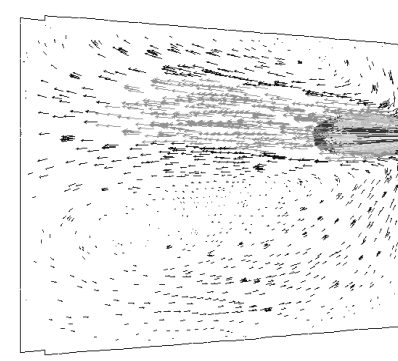
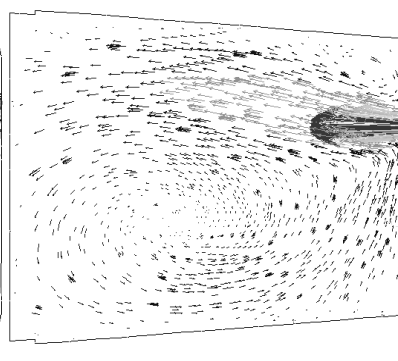
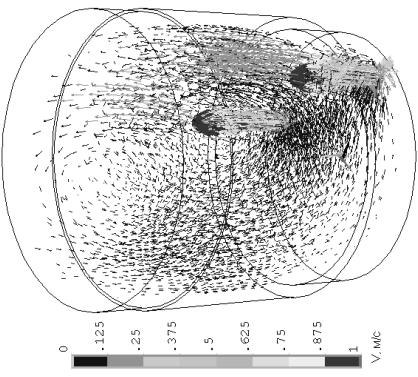
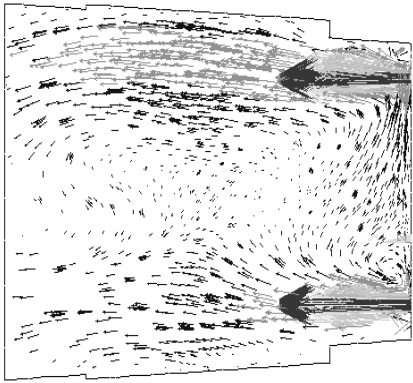
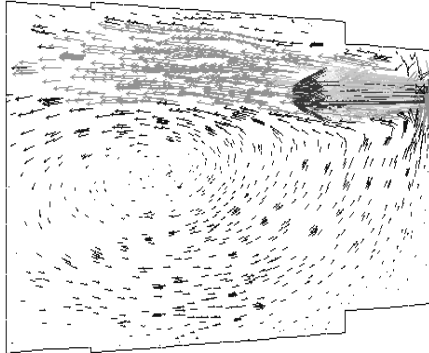
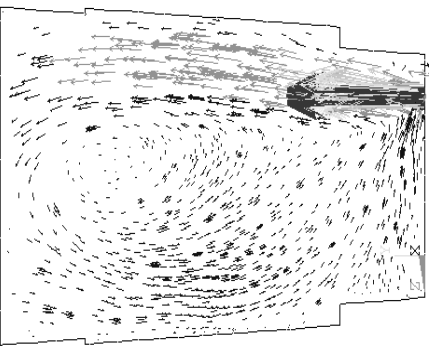
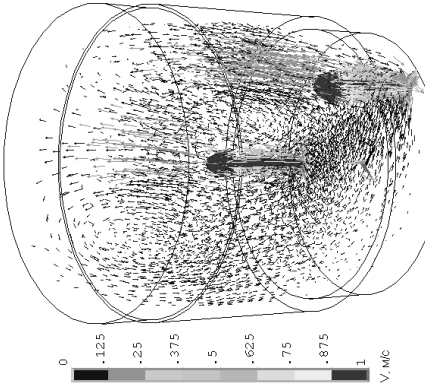
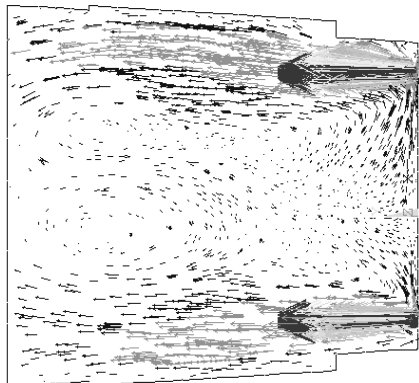
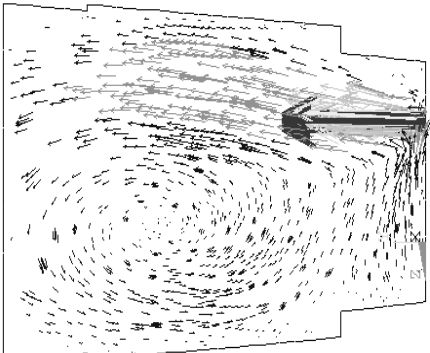
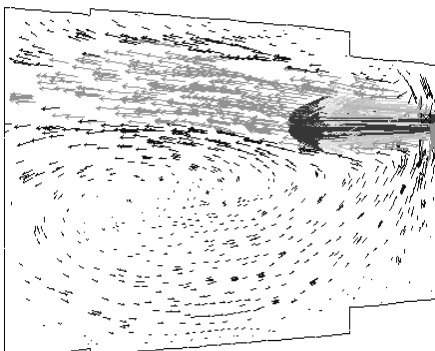
№	Общий вид картины суммарных скоростей	Картина в секущей плоскости			
		Б-Б	В-В	Г-Г	
1					
2					

Таблица 3 – Картины суммарных скоростей расплава при продувке в 75 т ковше

№	Общий вид картины суммарных скоростей	Картина в секущей плоскости		
		Б-Б	В-В	Г-Г
1				
2				

Рассмотрение картин температурных полей в расплаве (таблицы 4 – 5), расчет средней температуры расплава и среднеквадратичного отклонения температуры показали, что для промоделированных вариантов продувки температурное состояние расплава в целом одинаково. Основная часть расплава однородна по температуре, наибольшее снижение температуры отмечается в придонной части ковшей и возле стенок, особенно в плоскостях В-В и Г-Г, проходящих через продувочные отверстия и соответствующих зонам наибольших циркуляций расплава.

На рис. 3 показаны графики перепада температуры расплава в ковшах при различном расположении продувочных отверстий. Можно отметить, что в ковше большей вместимости (120 т) перепад температуры расплава больше на 2..3 градуса, чем в ковше 75 т. Существующее конструктивное расположение продувочных отверстий обеспечивает перепад температур около 5° для обоих ковшей. При размещении отверстий практически диаметрально температурные перепады имеют наименьшие значения.

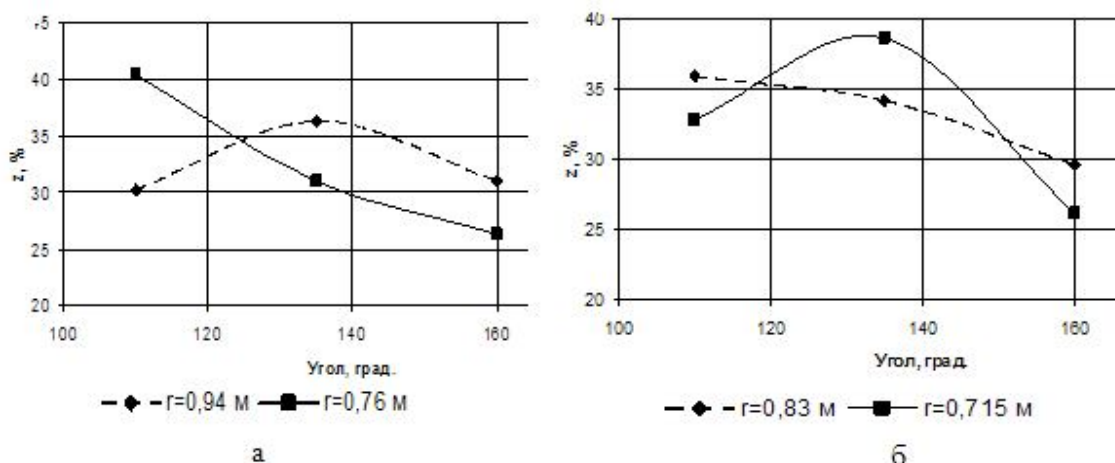


Рисунок 2 – Изменение доли «малоподвижных» зон в зависимости от варианта расположения продувочных отверстий для ковша 120 т (а) и 75 т (б)

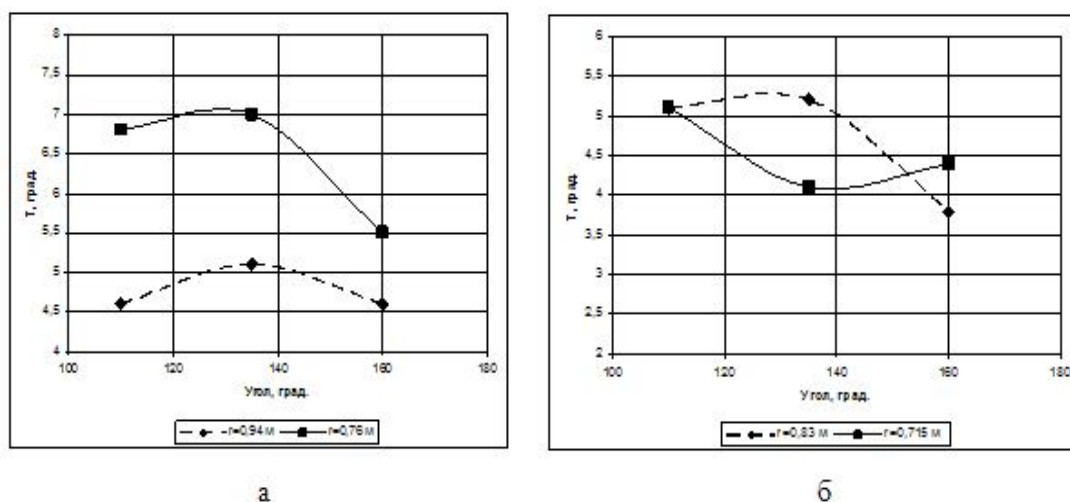


Рисунок 3 – Графики перепада температуры расплава при различном расположении продувочных отверстий в ковше 120 т (а) и 75 т (б)

Таблица 4 – Картины температурных полей в 120 т ковше для разных вариантов расположения продувочных отверстий

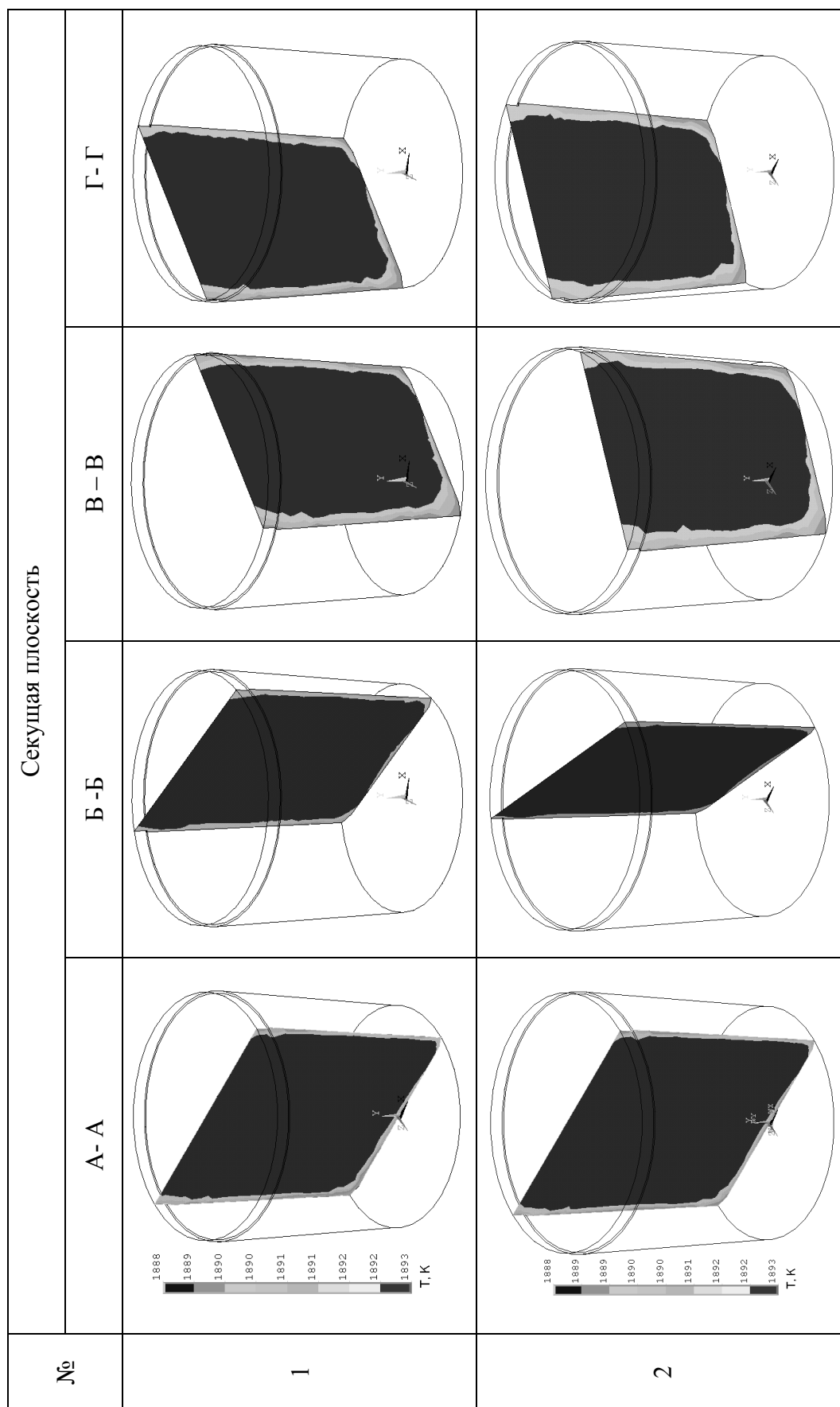
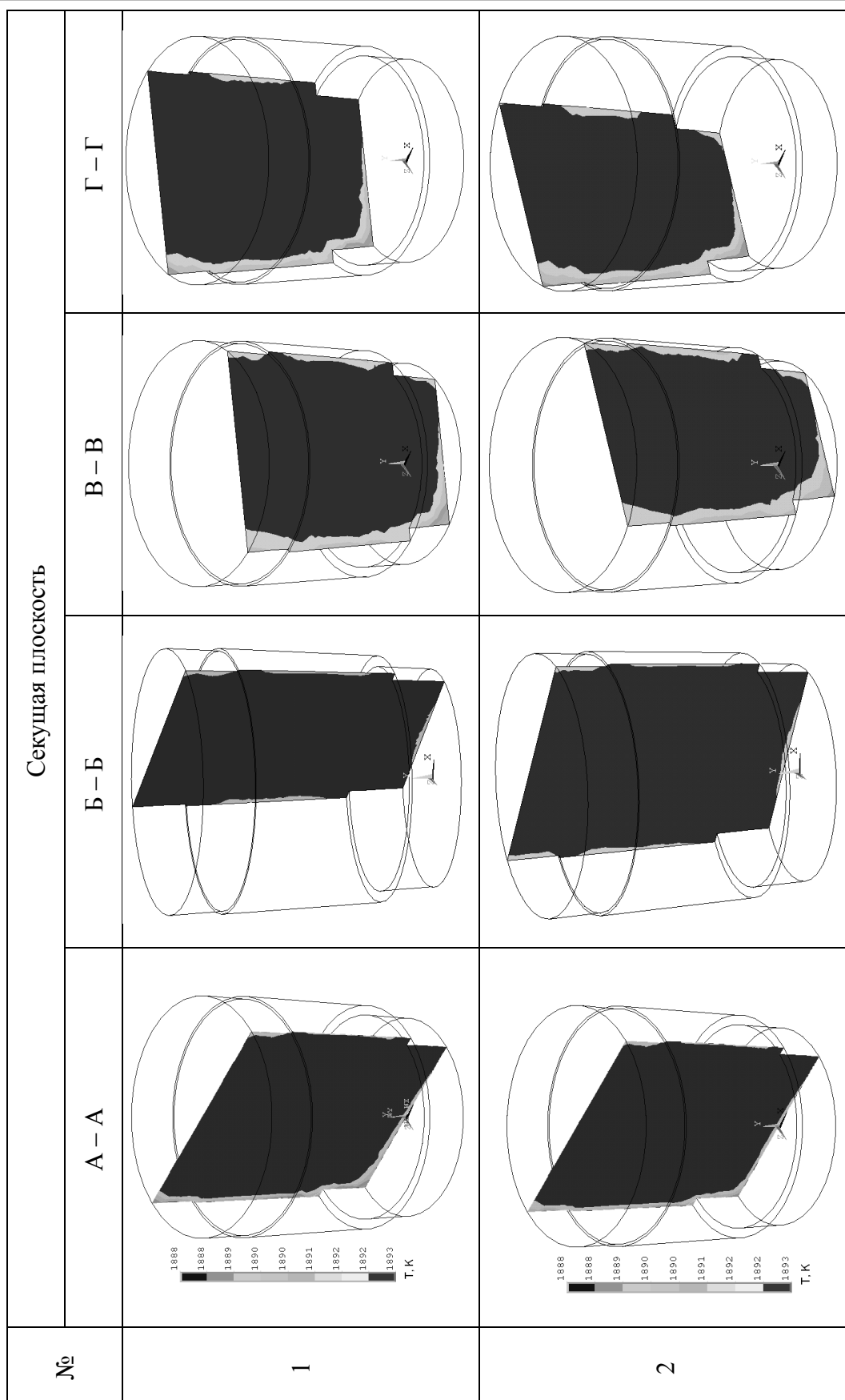


Таблица 5 – Картины температурных полей в 75 т ковше для разных вариантов расположения продувочных отверстий



Так как по температурному состоянию расплава все рассмотренные варианты расположения продувочных отверстий показали подобные результаты, то далее были проанализированы пристеночные касательные напряжения, возникающие в расплаве в ходе его продувки (таблицы 6 – 7).

Представленные картины демонстрируют, что наибольшее воздействие потоков расплава на футеровку отмечается на днище, в местах, прилегающих к продувочным отверстиям. Также на рабочей футеровке, с ближайшей стороны к восходящим от продувочных отверстий потокам расплава будет происходить изнашивание. Для ковша 75 т активному воздействию потоков расплава подвержена и нижняя часть придонной футеровки. Футеровка шлакового пояса во всех случаях имеет незначительное нагружение (до 0,2 МПа).

Анализ изменения максимальных пристеночных напряжений в расплаве в зависимости от варианта расположения проду-

вочных отверстий (рис. 4) показал, что для существующего в конструкциях ковшей расстояния, на котором размещены продувочные отверстия, при изменении угла между отверстиями касательные напряжения практически остаются неизменными. Т.е. для случаев, когда продувочные отверстия размещены близко к стенкам ковша, интенсивность воздействия расплава на футеровку определяется именно этим геометрическим параметром (расстоянием от оси ковша до оси отверстия). Места интенсивного изнашивания рабочей футеровки меняются в зависимости от угла между отверстиями, но степень воздействия почти не меняется. Эта тенденция отмечается для обоих ковшей, однако в ковше 120 т уровень возникающих напряжений в 4,5 раза выше, что противоречит закономерностям, отмеченным при моделировании на двумерных моделях ковшей (там большие напряжения возникали в ковше меньшей вместимости).

Таблица 6 – Картины пристеночных касательных напряжений в расплаве для ковша 120 т при различном расположении продувочных отверстий

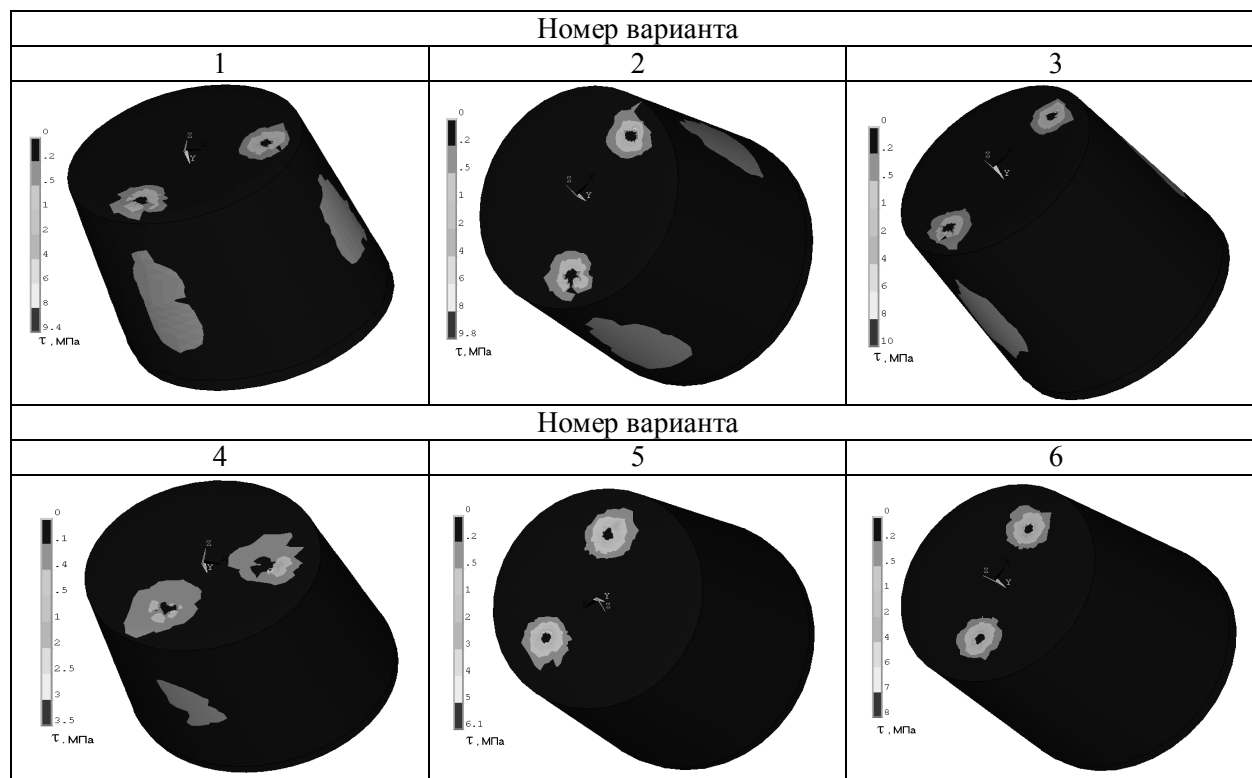
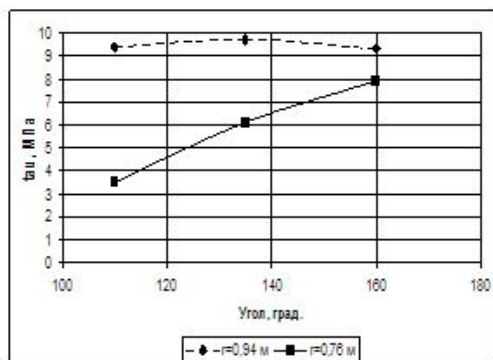
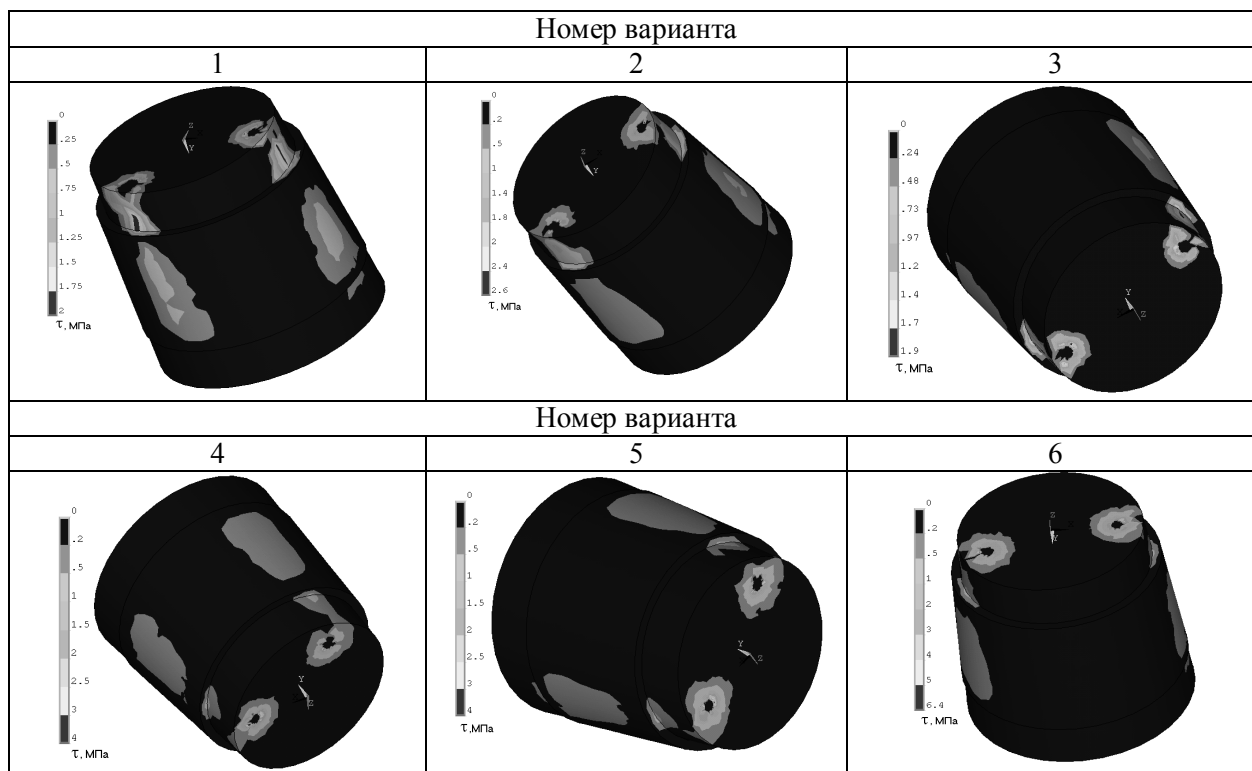
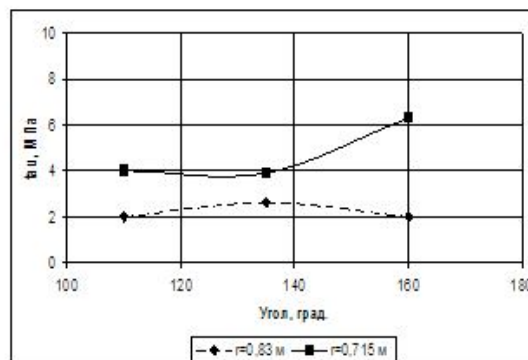


Таблица 7 – Картины пристеночных касательных напряжений в расплаве для ковша 75 т при различном расположении продувочных отверстий



а



б

Рисунок 4 – Графики изменения максимальных пристеночных касательных напряжений в расплаве при разных вариантах расположения продувочных отверстий в ковше 120 т (а) и 75 т (б)

Однако рассмотрение картин напряжений показывает, что максимальные касательные напряжения, значения которых использовались при построении графиков, возникают на днище, возле продувочных отверстий. Уровень же напряжений в зоне рабочей футеровки для ковша 120 т меньше в 1,3...1,5 раза, чем для ковша 75 т, что подтверждает вывод, полученный при

двумерном моделировании, т.е. изнашивание рабочей футеровки в ковше малой вместимости протекает более интенсивно.

При размещении продувочных отверстий на расстоянии $r/R_n = 0,65 \dots 0,7$ значения максимальных касательных напряжений (наблюдаемых на днище) возрастают при увеличении угла между отверстиями, достигая наибольших значений при почти

диаметральном расположении отверстий ($\alpha=160^\circ$).

Причем для ковша 120 т уровень максимальных напряжений ниже, чем при существующем расстоянии для размещения продувочных отверстий, а для ковша 75 т наоборот выше. Но анализ напряжений в области рабочей футеровки показал, что размещение продувочных отверстий на рациональном расстоянии снижает пристеночные касательные напряжения в расплаве до 0,2...0,4 МПа для ковша 120 т и 0,2...0,5 МПа для ковша 75 т. Причем меньшие значения отмечаются при угле расположения отверстий с углом 160° .

Таким образом, обобщая результаты математического моделирования процесса

перемешивания расплава в ковшах «Энергомашспецсталь», можно сделать следующие рекомендации по расположению продувочных отверстий и режиму продувки, при которых обеспечиваются наиболее равномерное температурное перемешивание расплава и наименьшее изнашивание футеровки ковшей:

1.Продувку следует вести через два продувочных отверстия.

2.Желательно продувку через два отверстия выполнять с одинаковыми расходами.

3.Наиболее рациональным расположением продувочных отверстий можно считать диапазон расстояний $r/R_n=0,6...0,7$ и угол между отверстиями $\alpha = 160 - 180^\circ$.

Библиографический список

1. Ошовская Е.В. Моделирование температурных полей в сталеразливочном ковше агрегата ковш – печь / Е.В. Ошовская, И.Н. Салмаш // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2004. – №8. – С. 120-123.
2. Ошовская Е.В. Моделирование процесса перемешивания расплава в сталеразливочном ковше с двумя продувочными отверстиями/ Е.В. Ошовская, И.Н. Салмаш, А.Н. Минтус, А.Ю. Цупрун, Д.А. Денисенко, Е.В. Штепан // *Металл и литье Украины*. – 2006. – №1. – С. 62-65.
3. Смирнов А.Н. Математическое моделирование процесса перемешивания стали в агрегате ковш - печь / А.Н. Смирнов, И.Н. Салмаш, Е.В. Ошовская, В.С. Седуш // *Наукові праці ДонНТУ. Металургія. Випуск 102*. – 2005. – С. 71-81.

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

Статья поступила в редакцию 02.07.13.

к.т.н. Салмаш І.М. (ДонНТУ, м. Донецьк, Україна)

ВИВЧЕННЯ ПРОЦЕСУ ПЕРЕМІШУВАННЯ РОЗПЛАВУ ПРИ ПРОДУВЦІ ЧЕРЕЗ ДВА ОТВОРИ НА ТРИВИМІРНИХ МОДЕЛЯХ КОВШІВ

У статті представлені результати дослідження процесу перемішування розплаву при продувці через два отвори на тривимірних моделях ковшів, які виконані на математичних моделях, з розробленими з використанням навчальної версії прикладного пакета ANSYS/ED, що реалізує метод кінцевих елементів. Визначене раціональне розташування продувних вузлів.

Ключові слова: *схеми перемішування, футерівка, ківш, продувна фурма, дослідження, діапазон розташування продувних фурм, потік.*

Salmash I.N. (DonNTU, Donetsk, Ukraine)

STUDY OF MIXING IN MELT PURGE IN TWO HOLES IN THE THREE-DIMENSIONAL MODELS BUCKET

The paper presents the results of a study of the process of mixing the melt by blowing through the two holes on three-dimensional models of buckets, which are made on mathematical models developed using a training version of the application package ANSYS / ED, implementing the finite element method. A rational arrangement purge nodes.

Key words: *mixing scheme, lining, scoop, the blowing lance study, the range of locations blowing lances stream.*

к.т.н. Ухин В.Е.

(ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

г. Донецк, Украина, lemyvladimir@i.ua)

СОВРЕМЕННЫЕ РЕШЕНИЯ ОТНОСИТЕЛЬНО КОНСТРУКЦИЙ ГИЛЬЗ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ ДЛЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ НА СОРТОВУЮ ЗАГОТОВКУ

Рассмотрены относительно возможные пути развития конструкции гильзы кристаллизатора для высокопроизводительных сортовых МНЛЗ. Используемые в практике непрерывного литья сортовой заготовки различного рода "параболические" гильзы в целом обеспечивают повышение скорости литья в 1,5...2,5 раза в сравнении с традиционными двухконусными гильзами.

Ключевые слова: непрерывнолитая сортовая заготовка, гильза кристаллизатора, конусность, прорыв металла.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Внедрение в современных сталеплавильных цехах мероприятий, направленных на повышение производительности плавильных агрегатов за счет увеличения рабочего пространства, вследствие использования более качественных огнеупорных материалов, применения мер по интенсификации плавки, использования систем автоматизации технологических процессов и других операций, позволяет, как показала практика, увеличить их мощность на 15 – 20 %. Тем не менее, такое улучшение показателей требует от предприятия разлить дополнительное количество металла, что не возможно без модернизации МНЛЗ.

Один из методов повышения производительности непрерывной разливки стали заключается в пристройке дополнительного ручья к действующей МНЛЗ. Однако этот способ требует значительных капитальных вложений, остановки машины, а также не всегда осуществим из-за конструктивных особенностей цеха. Наиболее эффективным способом повышения производительности МНЛЗ позволяющим не только разливать дополнительное количество стали, но и синхронизировать работу технологической цепочки «сталеплавильный агрегат – установка ковш-печь – машина непрерывного литья заготовки» является увеличение скорости вытяжки заготовки.

Постановка задачи. Так как технологическим узлом, лимитирующим возможность увеличения скорости разливки, является кристаллизатор (из-за необходимости отводить большее количество тепла и обеспечивать оптимальный контакт корочки заготовки с гильзой при новых условиях разливки), необходимо рассмотреть основные типы гильз кристаллизаторов для высокопроизводительного литья сортовых заготовок.

Изложение материала и его результаты. В связи с тем, что гильзы кристаллизаторов для непрерывной разливки стали в Украине не производят был выполнен анализ известных литературных источников и рекламных проспектов ведущих мировых разработчиков и производителей который показал, что основные типы конструкции геометрической формы гильз можно классифицировать по следующим признакам: характер изменения конусности по граням и углам гильзы в вертикальной плоскости, геометрическая форма граней гильзы в поперечном сечении, величина конусности в нижней части гильзы и т.п.

На рисунке 1 приведено сравнение геометрических профилей гильз фирм-производителей "Europa Metalli" (Италия), "КМЕ" (Германия), "Shinko Metal Product" (Япония), "Abax" (КНР-Германия) и АХК "ВНИИметмаш" (Россия), измеренных нами по середине граней для заготовки сечением 120x120 мм.

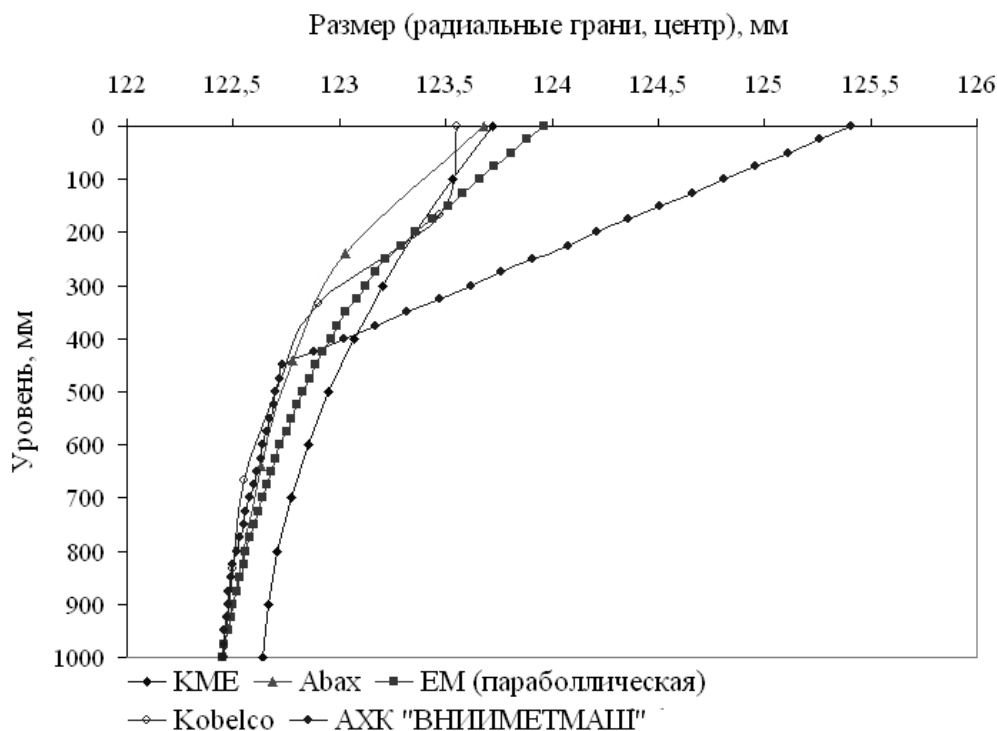


Рисунок 1 – Сравнение профилей гильз различных фирм-производителей

Обобщая приведенные данные, следует отметить, что геометрический профиль гильзы можно условно разбить на четыре участка:

I – участок, расположенный над уровнем металла в гильзе в процессе литья (его профиль определяется, главным образом, технологией изготовления гильзы и, как правило, имеет повышенную конусность);

II – участок, расположенный непосредственно под уровнем металла в гильзе и имеющий протяженность 150-250 мм (на этом участке происходит максимальный отвод тепла, а твердая корочка начинает формироваться и легко поддается деформации);

III – участок, расположенный под участком *II* и обеспечивающий наращивание твердой корочки в заготовке по мере ее продвижения вниз (на этом участке собственно формируется геометрическая форма заготовки);

IV – нижняя часть гильзы протяженностью 250-300 мм (на этом участке происходит образование установившихся воздушных зазоров между внутренней по-

верхностью гильзы и заготовкой как по углам, так и по граням, что оказывает существенное влияние на условия затвердевания заготовки).

Почти во всех исследованных конструкциях гильз участки *II* и *III* имели закон изменения конусности, который близок к расчетным значениям, учитывающим усадку заготовки при затвердевании. Исключение составила трехконусная гильза конструкции «ВНИИметмаш», имеющая выпуклые грани на первом и втором участке, которые плавно переходят в плоскость на третьем участке. Незначительные отличия в конфигурации этих участков у различных фирм-производителей следует объяснять некоторыми отличиям в выборе базовых исходных параметров для расчетов, с одной стороны, и ограничениями в точности измерений профиля гильзы, с другой. Именно участки *II* и *III* могут рассматриваться как «параболические» (в отличие от прямолинейных двухконусных гильз традиционных конструкций). В зависимости от технологии изготовления гильз конусность на этих участках может

меняться либо ступенчато, либо плавно (в соответствии с расчетной зависимостью).

Наибольшие различия в конфигурации гильзы в вертикальном сечении для различных производителей наблюдаются на IV участке. Это объясняется тем фактом, что именно на этом участке появляется высокая вероятность возникновения неравномерного воздушного зазора между заготовкой и гильзой кристаллизатора. Известно, что воздушный зазор имеет термическое сопротивление на порядок выше, чем термическое сопротивление стенки гильзы и может составлять 35-50% от общего термического сопротивления в системе отвода тепла от жидкой стали к охлаждающей воде. Соответственно появление воздушного зазора тормозит рост твердой корочки, а при неравномерном воздушном зазоре по граням и углам (что представляется наиболее вероятным) может происходить деформация профиля заготовки, что приводит к развитию дефекта типа «ромбичность». Недостаточное охлаждение заготовки из-за появления воздушного зазора может также привести к подплавлению твердой корочки на выходе из кристаллизатора (в углах слитка) и, как следствие, к прорыву жидкого металла.

Видимо именно поэтому ряд разработчиков и производителей гильз (например, «Europa Metall», «Abax») предпочитают иметь в нижней части гильзы повышенную конусность (превышающую расчетные значения, соответствующие параболе), которая как бы гарантирует контакт заготовки с поверхностью нижней части гильзы. Вместе с тем, как показывает опыт эксплуатации таких гильз, основной причиной их выхода из строя является сравнительно быстрый износ в нижней части, который начинается с истирания защитного покрытия, а затем и непосредственно тела медной гильзы. При этом величина износа может составлять 1,5-2,0 мм и существенно колеблется по периметру гильзы. Фактически такой износ нижней части гильзы создает благоприятные условия для формирования «ромбичности» в заготовке,

поскольку износ гильзы в углах дает возможность деформироваться твердой корочке заготовки и занять под действием внутренних напряжений такое устойчивое положение, при котором два (или три) угла заготовки упрутся в соответствующие им углы гильзы. Уменьшение скорости износа нижней части гильзы удастся достигнуть только путем рационального подбора скорости вытяжки заготовки в зависимости от параметров литья (величина перегрева над температурой ликвидус, химический состав стали, условия смазки зазора между заготовкой и гильзой и т.п.). Однако следует полагать, что повышенная конусность гильзы в нижней ее части накладывает серьезные ограничения в плане повышения скорости литья (например, при износе стакана-дозатора) и качества геометрической формы заготовки.

Нельзя не отметить, что большая часть разработчиков и производителей гильз придерживаются мнения, что в нижней части гильзы конусность должна быть меньше, чем рассчитанная в соответствии с усадкой заготовки. Этот подход учитывает уменьшение степени усадки в сравнении с расчетными данными, что обеспечивает уменьшение скорости износа гильзы в нижней части даже в случае увеличения скорости вытяжки заготовки до максимально допустимых, а также устраняет возможность «утяжки» гильзы в нижней части крышкой кристаллизатора при его сборке. Так, использование гильз с уменьшенной конусностью в нижней их части в условиях ПАО «Енакиевский металлургический завод» (на сечении заготовки 120x120 мм) позволило повысить среднюю стойкость гильз в среднем на 30-40% в сравнении с аналогичными гильзами с повышенной конусностью [1].

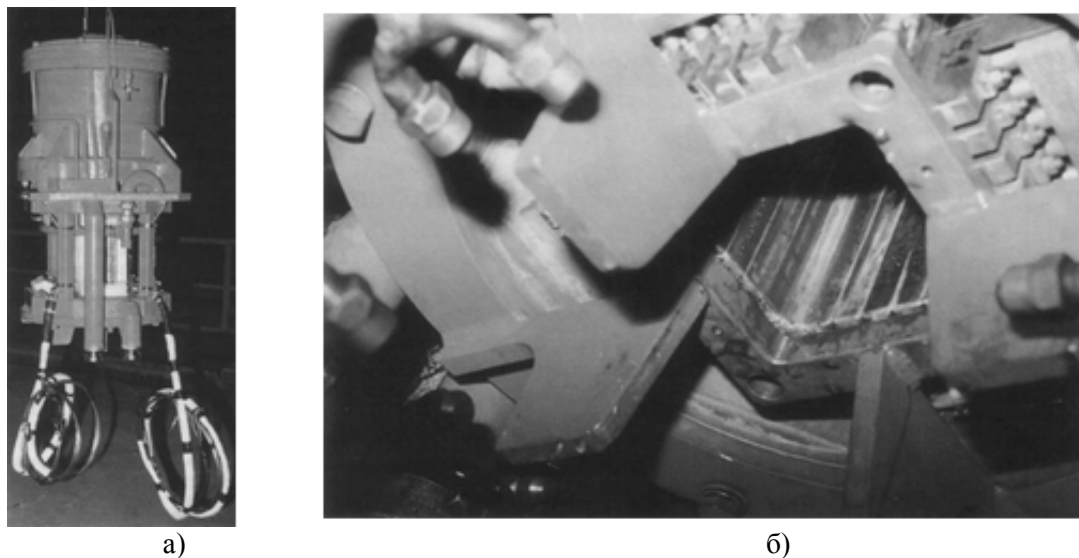
Как дополнительное развитие конструкции параболической гильзы следует рассматривать техническое решение, заключающееся в том, что в верхней ее части грани выполнены выпуклыми, которые плавно переходят в плоскости примерно на середине грани (рисунок 2) [2]. Конструкция

ляется достаточно сложной, что существенно удорожает процесс ее изготовления (примерно в 1,5-2,0 раза). При этом к точности воспроизведения требуемой внутренней поверхности гильзы должны предъявляться высокие требования, поскольку в противном случае будет наблюдаться повышенный износ поверхности гильзы в местах отклонения размеров профиля.

- первая – медная гильза с внешним охлаждением водой длиной 400 мм;

- вторая – зона «гибкого» охлаждения состоящая из набора медных пустотелых пластин соединенных в виде квадратного профиля. Для каждой из пластин обеспечивается индивидуальный режим охлаждения и возможность перемещения для приобретения необходимой конусности секции.





а) кристаллизатор в сборе; б) внешний вид «гибкой» секции

Рисунок 3 – Кристаллизатора с «гибкой» секцией вторичного охлаждения

Промышленные испытания описанного выше кристаллизатора показали высокую эффективность его работы. Так, например, средний тепловой поток в секции вторичного охлаждения кристаллизатора ($1,64 \text{ МВт/м}^2$) в полтора раза выше по сравнению с традиционным гильзовым кристаллизатором (1 МВт/м^2), что объясняется отсутствием газового зазора. Также за весь период промышленных испытаний ромбичность заготовки практически отсутствовала (не превышала 2-х мм) [3].

Не менее значимым элементом конструкции гильзы является радиус сопряжения граней и характер изменения конусности в углах по ее высоте. Достаточно очевидно, что если радиус сопряжения увеличивается, то соответственно увеличивается протяженность газового зазора по углам гильзы. Это приводит к утоньшению корочки заготовки в ее углах и в критических случаях обуславливает образование угловых трещин. Следовательно, с точки зрения улучшения условий формирования заготовки в кристаллизаторе целесообразно выбирать минимальный радиус сопряжения граней. Вместе с тем уменьшение радиуса сопряжения граней гильзы имеет определенные ограничения технологического характера. Во-первых, сама технология изготовления гильзы предполагает на-

личие определенного технологического радиуса, а во вторых, при уменьшении радиуса сопряжения возрастает вероятность появления угловой трещины в процессе эксплуатации гильзы вследствие повышения концентрации напряжений по углам. Обычно рациональный радиус сопряжения граней гильзы составляет 3-5 мм.

Характер изменения конусности в углах гильзы по ее высоте обычно определяется условиями затвердевания углов заготовки. Принято считать, что углы затвердевают быстрее и поэтому конусность в углах должна быть несколько выше. Однако чрезмерно быстрое наращивание твердой корочки в углах заготовки ведет к повышению в ней внутренних напряжений, что может обусловить деформацию геометрии профиля заготовки. Поэтому в конструкции гильзы кристаллизатора “HS MOULD” японской фирмы „Sumitomo” конусность углов меньше, чем граней, а радиус сопряжения граней вверху гильзы в несколько раз меньше, чем в нижней части [4]. Собственно в концепции кристаллизатора для высокопроизводительной разливки предусмотрена возможность отдельного задания конусности угловых зон и средней части стенок. В такой гильзе благодаря соответствующему выбору конусности затвердевшая оболочка в углах поджимается, тем

самым, уменьшая воздушный зазор. Это обеспечивает уменьшение трения между заготовкой и гильзой, стабильность процесса литья в широком диапазоне скоростей вытяжки заготовки, а также повышает качество заготовки и предотвращает ее ромбичности.

В конструкции "DIA MOULD" австрийской фирмы (рисунок 4) "VAI" грани в нижней части гильзы выполнены с определенной вогнутостью внутрь заготовки, что позволяет удерживать отливаемую заготовку в заданном положении. При этом максимальный контакт между поверхностями заготовки и гильзы в ее нижней части достигается в районе середины граней, а углы заготовки практически не контактируют с углами гильзы [5]. По данным разработчиков такая конструкция обеспечивает возможность увеличение скорости вытяжки заготовки в сравнении с обычной двухконусной гильзой при увеличении эксплуатационной стойкости. Кроме того, конструкция гильзы с вогнутыми в нижней части гранями позволяет разливать большой марочный спектр сталей в широкий диапазоне скоростей вытяжки. Однако изготовление таких гильз требует существенных дополнительных затрат в силу их сложной конфигурации. По самым средним оценкам затраты на изготовление гильзы конструкции "DIA MOULD" примерно в 1,5 раза выше, чем обычной с параболическим профилем, в силу ее сложной конфигурации.

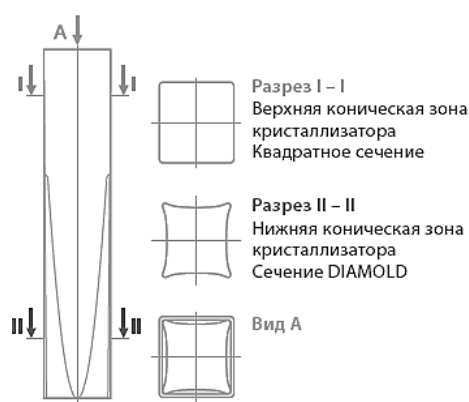


Рисунок 4 – Геометрия кристаллизатора DIA MOULD

Итальянская фирма DANIELI воплотила свое видение современного кристаллизатора для высокопроизводительной непрерывной разливки сортовых заготовок в кристаллизаторе конструкции «Danam». Особенностью этой технологии является использование повышенного давления жидкости (10 атм.) в охлаждающих каналах, что улучшает отвод тепла и препятствует искажению профиля гильзы в верхней части, и в свою очередь оптимизирует контакт корочки заготовки по длине кристаллизатора.

Обобщая рассмотренные данные относительно возможных путей развития конструкции гильз кристаллизаторов для высокопроизводительных сортовых МНЛЗ, следует отметить, что достигнутое в 1,5-2,5 раза повышение скорости вытяжки заготовки следует, прежде всего, связывать с оптимизацией конфигурации внутренней полости гильзы в соответствии с усадкой стали в процессе движения заготовки вниз, то есть с применением концепции «параболического» профиля и интенсификации охлаждения. Применение различного рода усовершенствований типа придания граням гильзы определенной выпуклости или вогнутости на определенных участках гильзы в основном способствует повышению стабильности процесса литья за счет более плотной фиксации положения заготовки внутри гильзы и соответственно более равномерного отвода тепла от заготовки по ее периметру и высоте. Между тем, практических данных, подтверждающих возможность существенного повышения скорости вытяжки заготовки в сравнении с «параболической» гильзой, в литературе не обнаружено. Отличия же в величине скорости вытяжки заготовки на уровне 0,5-0,6 м/мин следует в большей степени относить к различного рода технологическим и конструктивным особенностям конкретной МНЛЗ.

Однако теоретические расчеты условий затвердевания заготовки в кристаллизаторе сортовой МНЛЗ показывают, что возможный ресурс повышения скорости формирования твердой корочки в медной

гильзе далеко еще не исчерпан. Например, по данным Ч.Ли и Б.Томаса технологически возможная скорость вытяжки квадратной заготовки сечением 120x120 мм может составлять 6,0 м/мин. Следовательно, для дальнейшего повышения скорости вытяжки сортовой заготовки, видимо, следует обеспечивать более интенсивный и равномерный отвод тепла непосредственно от гильзы кристаллизатора. При этом необходимо также принимать во внимание тот факт, что интенсивность теплопередачи достигает максимальных значений на участке прямого контакта поверхности гильзы с жидкой сталью (то есть на 80-150 мм под мениском) и оказывается в несколько раз меньше в нижней части кристаллизатора [6]. Соответственно, дальнейшее повышение интенсивности и эффективности процесса отвода тепла от гильзы может быть достигнуто в случае применения дифференцированной схемы отвода тепла с учетом особенностей передачи тепла от стали к внутренней стенке гильзы как по высоте, так и по ее сечению.

На металлургическом заводе “Badische Stahlwerke GmbH” (Кельн, Германия), имеющем в своем составе 2 дуговых сталеплавильных печи (емкостью 90 т каждая) и две 5-ти ручьевых сортовые МНЛЗ (базовый радиус 6,2 м), реализована система струйно-водяного охлаждения гильзы кристаллизатора, которая обеспечивает более эффективный отвод тепла от гильзы (рисунок 5). Для охлаждения граней гильз кристаллизаторов используют 32 форсунки, расположенные на 4-х стояках, и 28 форсунок на 4-х стояках для охлаждения углов гильзы. Сами гильзы кристаллизаторов имеют параболический профиль и выполнены из меди (толщина стенок 11 мм) с хромовым покрытием рабочей поверхности. Средняя стойкость гильзы кристаллизатора составляет 454 плавки [7]. В 2004 г. завод достиг годового производства 1,964 млн.т за 316,5 дня, что соответствует общей средневзвешенной скорости литья 3,67 м/мин и обеспечивается реальной технологической скоростью разливки на уровне 4,3 м/мин для сечения 130x130 мм.

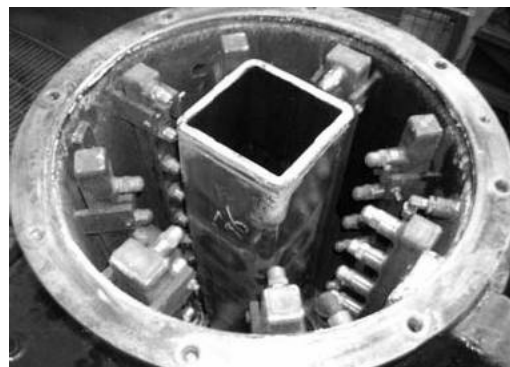


Рисунок 5 – Внешний вид кристаллизатора со струйно-водяным охлаждением гильзы

Одной из проблем непрерывной разливки мелкосортных заготовок является негативное влияние турбулентных потоков металла на формирование корочки в зоне мениска. Так как эта зона расположена в кристаллизаторе, турбулентность нарушает процесс начала затвердевания, что приводит к ухудшению качества поверхностных и подповерхностных зон. Применение погружных стаканов при разливке мелкосортных сортовых заготовок не представляется возможным из-за ограниченного пространства в кристаллизаторе. Эта проблема была решена применением кристаллизатора с так называемым «свободным» мениском (рисунок 6) на металлургических предприятиях ALLEVADR ACIERS (Франция) и HOOGO VENS (Голландия).

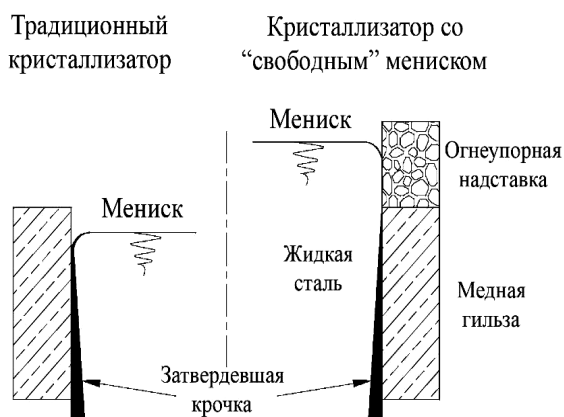


Рисунок 6 – Схема, показывающая отличие конструкции кристаллизатора со «свободным» мениском от традиционного

Особенностью данного кристаллизатора является наличие огнеупорной надставки, которая смещает зеркало металла выше медной гильзы, а следовательно, от зоны начала затвердевания, что нивелирует влияние гидродинамических возмущений в зоне мениска и его формы на формирование корочки. Применение данной технологии на вышеуказанных предприятиях позволило получить постоянную и гомогенную поверхность заготовки, уменьшить глубину следов качания и устранить такой дефект поверхности как завороты корочки [8].

Выводы и направление дальнейших исследований.

Используемые в практике разливки сортовой заготовки различного рода «параболические» гильзы в целом обеспечивают повышение скорости литья в 1,5-2,5 раза в сравнении с традиционными двухконус-

ными гильзами. В конструкционном плане «параболические» гильзы имеют конфигурацию, учитывающую уменьшение сечения заготовки, вызванное ее усадкой. При этом разработчики и изготовители изменяют конусность гильз в нижней ее части в соответствии с их представлениями об условиях ее эксплуатации, а также допускают увеличение конусности в углах гильзы. В целом же для большинства известных конструктивных решений «параболических» гильз достигаемая скорость разлива находится примерно на одном уровне. Дальнейшее увеличение скорости литья, видимо, может быть достигнуто лишь за счет радикальных усовершенствований конструкции кристаллизатора, в том числе, например, и посредством струйного охлаждения внешней поверхности гильзы.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Современные решения в конструкции кристаллизаторов для высокоскоростного литья сортовых МНЛЗ / А.Н.Смирнов, Е.Ю. Жибоедов, И.В. Лейрих // *Электromеталлургия*. – 2006. – №11. – С.22-28.
2. Cobelli, P. Continuous Casting of Long Product (Billet and Bloom Quality) / P. Cobelli, C. Terrelli, S. Kohl // *Proceedings Conference "Long Products – The Challenge & Opportunity"*. – Jamshedpur (India), 2004. – P. 1-21.
3. Kawa F. CONCAST experimental mould with a flexible secondary cooling section / F.Kawa // *Concast standard news*. – 1992. – Vol. 31, 2. – P. 4-7.
4. Kanazawa T. High Speed Casting Mold for Continuously Cast Billet/ T.Kanazawa, K.Abe, N.Fukuda et. Al. // *Zairyo to Prosesu = Current Advances in Materials and Processes*. – 2002. – № 15. – P.749.
5. Fuchshuber J. Modern billet casting technology / J. Fuchshuber, G. Zedebauer // *Continuous casting. Millennium steel*. – 2004. – P. 162 - 167.
6. Thomas B.G. Study of CC narrow face design – influence of the casting speed and steel composition / B.G. Thomas, M. Dziuba, G. Di Gresia // *14th IAS Steelmaking Conference – San Nicolas, Argentina*, 2003. – P. 87-95.
7. Шмит М. Высокие надежности и производительность машин непрерывной разливки сортовой стали на заводе Badische Stahl Werke. / М. Шмитт, А. Флокерт, Ж. Барбе, Р. Швейкле, Д.Г. Еланский // *Сталь*. – 2008. – № 2. – С. 22-23.
8. Bertoletti C. Meniscus free casting: metallurgical and technological results / C. Bertoletti, P. Courbe, J.M. Jolivet, P.P. Naveau, A. Oper, E. Perin C. Salaris, A.L. Spierings E. Weisseldinger // *3rd European conference on continuous casting*. – Madrid. October 20 - 23, 1998. – P. 65-74.

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

Статья поступила в редакцию 01.07.13.

**к.т.н. Ухін В.Є. (ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»(м. Донецьк, Україна)
СУЧАСНІ РІШЕННЯ ЩОДО КОНСТРУКЦІЙ ГІЛЬЗ КРИСТАЛІЗАТОРІВ ДЛЯ
ВИСОКОПРОДУКТИВНОГО РОЗЛИВАННЯ СТАЛІ НА СОРТОВУ ЗАГОТОВКУ**

Розглянуті відносно можливі шляхи розвитку конструкції гільзи кристалізатора для високопродуктивних сортових МБЛЗ. Використовувані в практиці безперервного лиття сортової заготовки різного роду "параболічні" гільзи в цілому забезпечують підвищення швидкості лиття в 1,5...2,5рази в порівнянні із традиційними двохконусними гільзами.

Ключові слова: безперервнолита сортова заготовка, гільза кристалізатора, конусність, прориви металу.

Ukhin V.E. (SHEE "Donetsk National Technical University "Donetsk, Ukraine)

**MODERN DESIGN SOLUTIONS FOR THE HIGH PRODUCTIVITY BILLET CASTERS
MOULDS**

The possible ways of the high productivity billet casters moulds design development were considered. "Parabolic" moulds practical usage provides casting speed increasing for 1.5 ... 2.5 times compared with the conventional double cone moulds.

Key words: continuous cast billet, mould tube, taper, breakouts.

к.т.н. Карнов А.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАСХОДА ВДУВАЕМОГО ПУТ НА ПОКАЗАТЕЛИ РАБОТЫ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Проведены исследования влияния вдувания ПУТ на показатели работы доменных печей Европы за 2004 год и доменных печей №1 и 5 Алчевского металлургического комбината. Определено, что наибольшее влияние на значение производительности печей имеет величина расхода кокса, которая зависит от количества вдуваемого угольного топлива.

Ключевые слова: показатели работы, доменная печь, пылеугольное топливо, статистическое исследование.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Вдувание пылеугольного топлива (ПУТ) является наиболее перспективным и актуальным способом экономии дорогостоящего и дефицитного кокса, при этом возникает вопрос определения предельно допустимого количества вдуваемой пыли с сохранением ровного хода печи [1-3].

Известно, что подача ПУТ в зону горения приводит к снижению теоретической температуры горения, что в свою очередь позволяет увеличивать содержание кислорода в дутье. Совокупность этих факторов приводит к значительному повышению интенсивности процесса и достижению высокой производительности. Значения коэффициента использования полезного объема (КИПО) печи 0,4-0,45 являются рядовыми, а доменные печи Европы уверенно приближаются к его значению 0,35.

Одним из ограничивающих факторов, при увеличении расхода вдуваемой угольной пыли, является расход кокса. Можно предположить, что существует некое значение расхода ПУТ, при котором будет наблюдаться максимальная производительность печи, превышение этого количе-

ства вдуваемой добавки будет приводить к снижению производительности печи. Это связано со снижением массы кокса находящегося в печи и соответственно ухудшением газопроницаемости слоя шихтовых материалов, а меньший расход углеводородной добавки не позволит достичь наилучших технико-экономических показателей.

Постановка задачи. В данной работе поставлена цель определения расхода ПУТ, при котором достигается наивысшая производительность печи, а также расход кокса позволяющий сохранить ровный ход доменной печи.

Изложение материала и его результаты. Решение поставленной задачи осуществлялось путем проведения статистического анализа. Так как на доменных печах Европы технология вдувания угольной пыли является более отработанной, проводился анализ показателей их работы.

Всего в обработку включено 31 доменная печь, по каждой из которой приняты среднегодовые показатели их работы за 2004 год. Описательная статистика исходных данных представлена в таблице 1, а на рисунке 1 показаны частотные диаграммы.

Таблица 1 – Описательная статистика показателей работы Европы за 2004

Параметр	Количество данных	Среднее	Минимум	Максимум
Производительность, т/сутки	31	5492,45	2697,84	11705,47
Расход кокса, кг/т чугуна	31	413,30	275,148	641,92
Расход ПУТ, кг/т чугуна	31	154,43	85,90	227,20
КИПО, м ³ /(т·сутки)	31	0,454	0,266	0,66

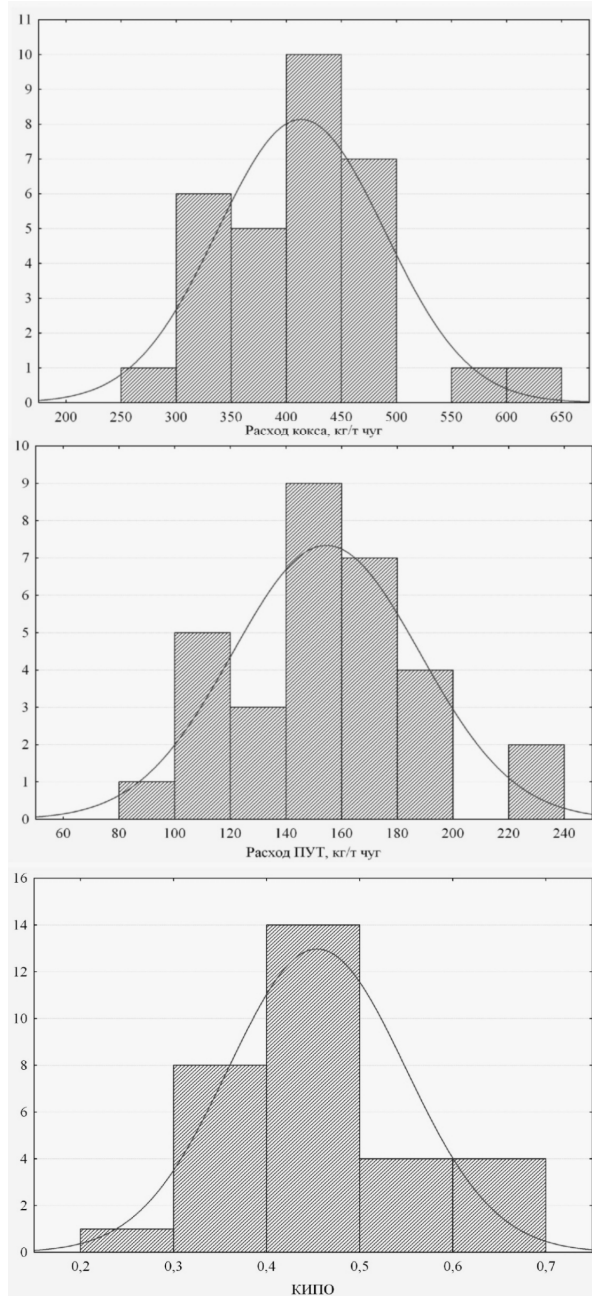


Рисунок 1 – Частотные диаграммы КИПО, а также расходов кокса и ПУТ.

Так как исследуемые печи имеют разный объем, что приводит к значительному колебанию производительности, в качестве объединяющего параметра был взят КИПО.

На производительность печи влияет большое количество параметров ее работы, для компенсации их влияния был произведен пофакторный анализ работы доменных печей. Коэффициенты пересчета для анализа принимались согласно спра-

вочной информации. Таким образом, исследование проводилось, с использованием трех переменных: производительность печи, расход кокса и ПУТ. По этим значениям составлена корреляционная матрица парной зависимости (таблица 2).

Таблица 2 – Корреляционная матрица производительности, расходов кокса и ПУТ

Показатель	Расход кокса	Расход ПУТ	КИПО
Расход кокса	1,0	-0,554	0,464
Расход ПУТ	-0,554	1,0	-0,407
КИПО	0,464	-0,407	1,0

Из таблицы 2 видно, что теснота связи между исследуемыми параметрами довольно мала, однако парная корреляция показывает связь только между двумя параметрами, не учитывая остальных. Что не подходит для проведения данного анализа, поэтому в исследовании использовалась нелинейная множественная регрессия, которая показывает связь между одной переменной и множеством других. Функция зависимости производительности печи от расходов кокса и ПУТ принята степенная. Результаты множественной нелинейной регрессии представлены в таблице 3.

Так как значение КИПО менее 0,5 для увеличения размера коэффициентов уравнения, оно было умножено на тысячу.

Коэффициент корреляции множественной нелинейной регрессии (R) составил 0,506. Коэффициент детерминации (R^2) – 0,256, а коэффициент детерминации, откорректированный на количество независимых переменных (R^2_{adj}) – 0,203. Отклонение фактических значений от прогнозируемых составляет 14%.

График зависимости КИПО от расходов кокса и ПУТ показан на рисунке 2. Из него видно, что увеличение расхода вдуваемой пыли приводит к постоянному снижению КИПО, что соответствует повышению производительности печи. Сопоставляя данный результат с фактической работой доменных печей необходимо его откло-

нить, так как было указано ранее, должен существовать некий предел расхода ПУТ, превышение которого должно сопровождаться снижением производства чугуна. Несоответствие теоретических выкладок и полученного результата можно объяснить принятыми исходными данными для анализа – для одной печи использовался, только один набор технико-экономических

показателей за год. В связи с этим было принято решение провести аналогичное исследование по данным работы доменных печей (ДП) №1, 5 ПАО "АМК".

Методология проведения исследования аналогична предыдущему, описательная статистика показателей работы ДП №1, 5 представлена в таблице 4.

Таблица 3 – Множественная нелинейная регрессия показателей работы печей Европы за 2004 год

Переменные	Коэффициент уравнения	Стандартная ошибка	t(25)	Уровень значимости
Свободный член	451,25	80,71	5,59	0,000006
Расход кокса (x_1^2), кг/т чугуна	0,0004	0,00027	1,471	0,152
Расход ПУТ (x_2^2), кг/т чугуна	-0,0027	0,00173	-1,545	0,133

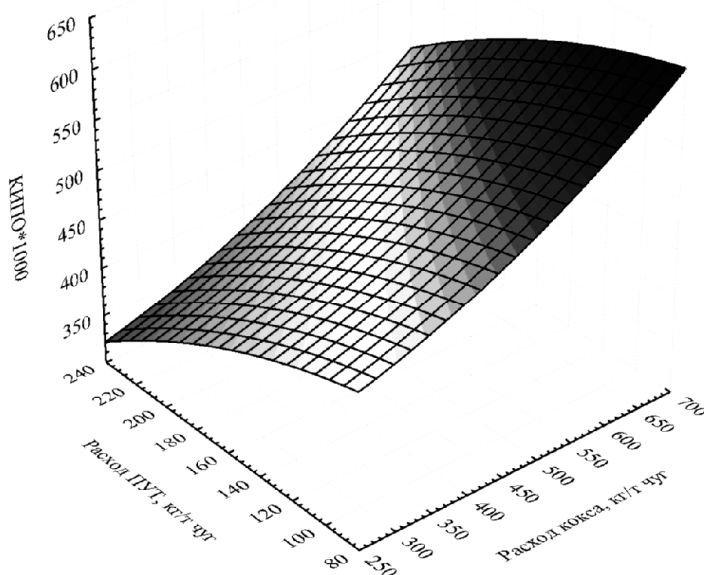


Рисунок 2 – График зависимости КИПО от расходов кокса и ПУТ

Таблица 4 – Описательная статистика показателей работы доменных печей ДП №1, 5

Параметр	Количество данных		Среднее		Минимум		Максимум		Среднее отклонение	
	ДП1	ДП5	ДП1	ДП5	ДП1	ДП5	ДП1	ДП5	ДП1	ДП5
Производительность, т/сутки	118	118	6137	3606	1556	2829	6864	4063	855	256,3
Расход кокса, кг/т чугуна	118	118	394,1	425,9	349,1	396,0	443,7	462,9	14,5	15,2
Расход ПУТ, кг/т чугуна	118	118	160,2	152,2	111,1	106,2	186,0	178,3	12,5	11,1

Видно, что максимальный расход пылеугольного топлива был на ДП №1 и составил 186,0 кг/т чугуна, при этом расход кокса равен 349,1 кг/т чугуна. На ДП №5 показатели несколько хуже, расход ПУТ – 178,3 кг/т чугуна, а кокса – 396,0 кг/т чугуна.

Результаты нелинейной множественной регрессии представлены в таблице 5.

Коэффициент корреляции множественной нелинейной регрессии для ДП №1 составил 0,523, а для ДП №5 – 0,434. Коэффициент детерминации для ДП №1 – 0,273, а для ДП №5 – 0,189 и коэффициент детерминации откорректированный на количество независимых переменных для ДП №1 – 0,234, а для ДП №5 – 0,145. Отклонение фактических значений от прогнозируемых для ДП №1 составляет 3,2%, а для ДП №5 – 5,2%.

Графики зависимости производительности печи от расходов кокса и ПУТ для ДП №1, 5 показаны на рисунках 3, 4.

Из рисунка 3 видно, что изменение расхода угольной пыли непосредственно на производительность печи влияет незначительно. Повышение расхода ПУТ со 100 до 190 кг/т чугуна приводит к повышению выхода чугуна примерно на 500 т/сутки.

При этом изменение массы кокса в подачу существенно меняет производительность.

Для анализируемого периода режима работы ДП №1 наибольшая производительность печи составит при расходе кокса 370 кг/т чугуна, при этом увеличение его расхода приводит к уменьшению выхода чугуна. Это можно объяснить тем, что при уменьшении расхода кокса количество железорудной части шихтовых материалов, находящихся в рабочем пространстве печи в единицу времени увеличивается. В результате чего повышается степень использования восстановительной и тепловой способности газа, что положительно сказывается на производительности печи.

При расходе кокса ниже 370 кг/т чугуна, тоже происходит снижение производительности печи, что объясняется критическим снижением газопроницаемости слоя шихтовых материалов.

Несколько другую картину видно на графике, изображенном на рисунке 4, здесь изменение расхода кокса и ПУТ влияет на производительность печи, однако общая характеристика прослеживается, как и на предыдущем графике, то есть наибольшую производительность мы наблюдаем примерно при расходе кокса в 380 кг/т чугуна.

Таблица 5 – Множественная нелинейная регрессия показателей работы доменных печей ДП №1, 5

Переменные	Коэффициент уравнения		Стандартная ошибка		t(111)		Уровень значимости	
	ДП №1	ДП №5	ДП №1	ДП №5	ДП №1	ДП №5	ДП №1	ДП №5
Свободный член	51543	20216	48695	8502	1,05	2,37	0,29	0,019
Расход кокса (x^2_1), кг/т чуг	0,32	-0,10	0,24	0,087	1,31	-1,10	0,19	0,270
Расход ПУТ (x^2_2), кг/т чуг	0,03	0,08	0,32	0,111	0,09	0,73	0,92	0,467
Содержание кислорода (x^2_3), %	-254,8	-44,4	179,7	25,37	-1,42	-1,75	0,159	0,083
Содержание кислорода (x^3_2), %	6,4	1,1	4,4	0,617	1,43	1,79	0,154	0,075

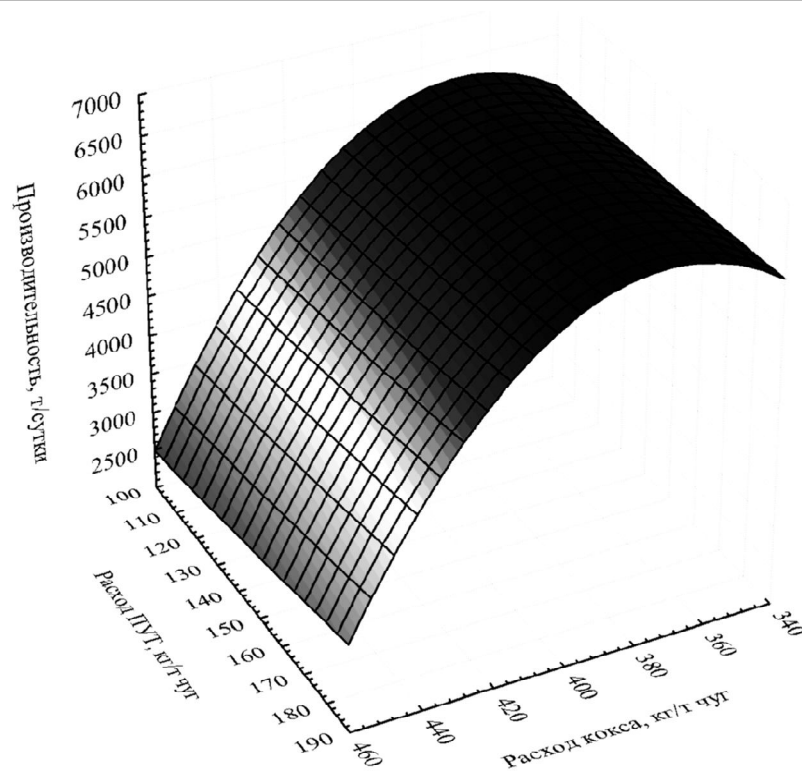


Рисунок 3 - График зависимости производительности печи от расходов кокса и ПУТ на ДП №1

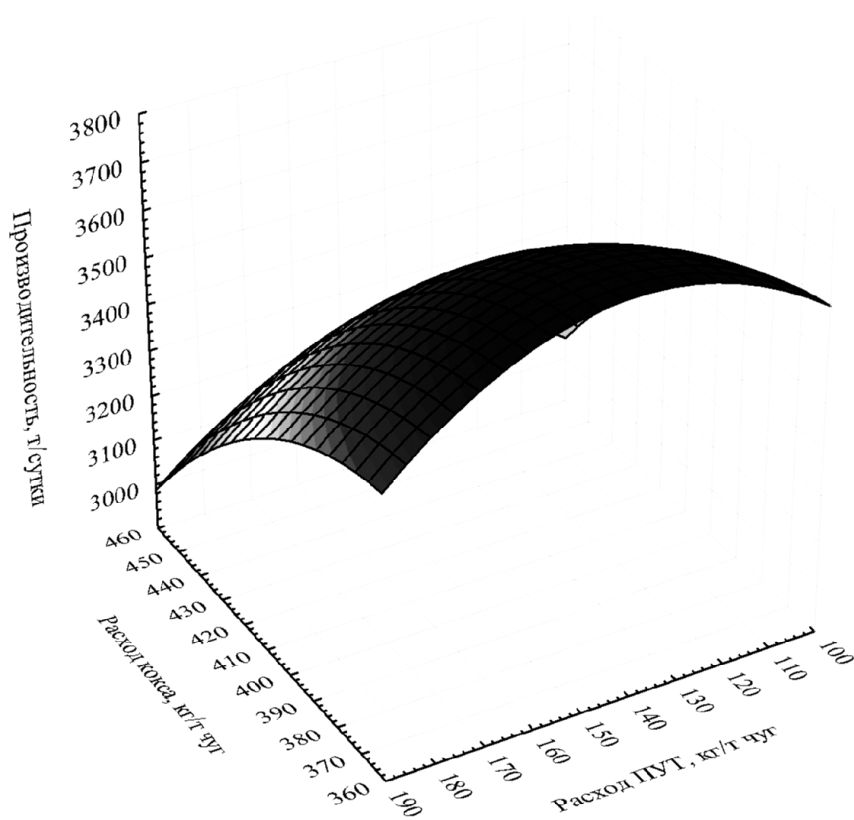


Рисунок 4 - График зависимости производительности печи от расходов кокса и ПУТ на ДП №5

Проведенный анализ позволил утверждать о косвенном влиянии количества вдуваемой пыли в горн доменной печи на производительность печи. Наибольшее влияние на эту характеристику имеет расход кокса, но, как известно, ПУТ подается с целью его экономии. Однако помимо углеводородной добавки к дутью на расход топлива влияет множество других факторов, например значение температуры дутья, содержание железа в шихте, степень использования восстановительной и тепловой способности газа и т.д. Поэтому определение максимально возможного расхода пылеугольного топлива возможно только после поиска массы кокса позволяющего сохранить ровный ход доменной печи, а затем производить пересчет по коэффициентам замены на количество пыли.

Отдельно стоит отметить о степени достоверности проведенного анализа, ее можно оценить по коэффициенту корреляции. Известно, что его нужно проверить на значимость, которая зависит от вероятности ошибки и количества исходных данных. Из таблицы 5 видно, что критические значения *t*-критерия Стьюдента для расхода кокса больше, чем уровень значимости, что говорит о наличии достоверной связи. На основе чего можно говорить о достаточном уровне значимости.

Библиографический список

1. Параманатан Б. Использование вдувания пылеугольного топлива для оптимизации работы доменной печи / Б. Параманатан, Д. Плоой, М. Геердес // *Сталь*, 2005. – № 10. – С. 38-44.
2. Renliang Z. Characteristic of 200 kg/t HM PCI and low cokerate of Baosteel / Z. Renliang, G. Kezhong // 59-th Ironmaking conference, March 26-29 2000: Pittsburg, PA Proceedings. – P. 321-326.
3. Савчук Н.А. Доменное производство на рубеже XXI в. / Н.А. Савчук, И.Ф. Курунов // *Новости черной металлургии за рубежом*. – М. : АО "Черметинформация", 2000. – 42 с.

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

Статья поступила в редакцию 03.07.13.

к.т.н. Карпов А.В. (ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

АНАЛІТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ВДУВАННЯ ПВП НА ПОКАЗНИКИ РОБОТИ ДОМЕННІЙ ПЕЧІ.

Проведено дослідження показників роботи доменних печей Європи за 2004 рік і доменних печей №1 і 5 Алчевського металургійного комбінату. Визначено, що найбільший вплив на значення

Выводы и направление дальнейших исследований. Проведенные исследования показателей работы доменных печей Европы за 2004 год, при вдувании большого количества угольной пыли, который показал неоднозначные результаты, что связано с выбранными исходными данными – для одной печи использовался, только один набор технико-экономических показателей за год. Помимо этого выполнено статистическое исследование показателей работы доменных печей №1, 5 Алчевского металлургического комбината. В результате чего определено, что на значение производительности печей наибольшее влияние имеет расход кокса. Для исследуемого режима работы ДП №1 наибольшая производительность будет наблюдаться при расходе кокса около 370 кг/т чугуна, а для ДП №5 около 380 кг/т чугуна.

Определение максимально допустимого расхода пылеугольного топлива возможно только после расчета массы кокса позволяющего сохранить ровный ход доменной печи, а затем производить пересчет по коэффициентам замены на количество вдуваемой пыли.

В дальнейшем планируется увеличить выборку исходных данных для повышения достоверности проведенных исследований.

продуктивності печей має величина витрати коксу, яка залежить від кількості вугільного палива, що вдувається.

Ключові слова: показники роботи, доменна піч, пиловугільне паливо, статистичне дослідження.

Karpov A.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

ANALYTICAL STUDY OF INFLUENCE PCI UNIT ON THE PERFORMANCE OF BLAST FURNACE.

The research performance of blast furnaces in Europe in 2004 and of the domain ovens number 1 and 5 Alchevsk Iron. It was determined that for the studied period of time at the dispatch number. It was determined that the greatest impact on performance value furnace coke has a flow rate which depends on the amount of injected coal fuel.

Key words: performance, blast furnace, pulverized coal, the statistical-parameter study.

Дорогой Е.В.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина,
evgeniy.dorogoy@gmail.com)

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА ОКОМКОВАНИЯ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ, СОДЕРЖАЩЕЙ БОЛЬШОЕ КОЛИЧЕСТВО ТОНКОИЗМЕЛЬЧЕННЫХ МАТЕРИАЛОВ. СООБЩЕНИЕ 1: АНАЛИЗ ШИХТОВЫХ УСЛОВИЙ АГЛОМЕРАЦИОННОГО ПРОИЗВОДСТВА УКРАИНЫ

В рамках данной статьи проанализированы шихтовые условия отечественных и некоторых зарубежных агломерационных фабрик. Дана характеристика гранулометрического состава используемых шихтовых материалов, агломерационной шихты до и после окомкования. Показаны трудности в подготовке к спеканию шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов.

Ключевые слова: агломерационная шихта, железорудный концентрат, окомкование.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. В современное отечественное агломерационное производство в качестве сырья для производства агломерата с каждым годом вовлекается все большее количество тонкоизмельченных материалов. Прежде всего, растет доля железорудного концентрата, который является основным компонентом железорудной части агломерационной шихты [1].

Наряду с этим, все более широкое применение находят побочные продукты производства: пыль газоочисток, продукты переработки сталеплавильных шлаков и др., также относящиеся к тонкоизмельченным материалам [2].

Технология окомкования и окомковательное оборудование, используемые на отечественных агломерационных фабриках, разрабатывались в 60-х годах XX столетия для окомкования грубозернистой шихты. Прочность гранул окомкованной шихты отвечала требованиям, предъявляемым к ней для успешного спекания агломерата в слое толщиной 0,18-0,22 м [3].

В настоящее время, в связи с несоответствием используемой технологии окомкования шихтовым условиям производства, очень частым является неудовлетворительное качество окомкования шихты, характеризующееся большим количеством неокомкованной шихты на выходе из окомкователя, значительным различием

гранул по крупности и невысокой их прочностью, что приводит к ухудшению работы агломерационных машин, снижению объемов производства и качества агломерата [4].

С целью компенсации этих негативных эффектов в практике агломерационного производства применяются достаточно дорогие приемы интенсификации процесса агломерации: использование дорогостоящих связующих добавок при окомковании, двуслойное спекание агломерата, комбинированный нагрев спека и т.д. [5].

Такой подход противоречит современной стратегии энерго- и ресурсосбережения, принятой в Украине, ведет к дополнительным необоснованным энерго- и ресурсозатратам [6].

Постановка задачи. Данная работа является первой из цикла статей, посвященных современному состоянию вопроса окомкования агломерационной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов. Задачей данной работы является анализ шихтовых условий отечественного агломерационного производства, а также качества окомкования агломерационной шихты с целью обоснования необходимости в дальнейших исследованиях процесса и разработки новых технологий окомкования, обеспечивающих наперед заданные свойства гранул окомкованной шихты.

Изложение материала и его результаты. По данным [7] в товарной структуре мировой торговли железорудным сырьем наибольшую долю занимает железорудный концентрат (ЖРК), на долю которого приходится более 80 % всего объема торговли, в то время как кусковая и агломерационная руда занимает оставшиеся 15-20 %. Экстраполяция существующих трендов говорит о неуклонном снижении в будущем объемов добычи кусковой и агломерационной руды в связи с исчерпанием ее запасов. Гранулометрический состав ЖРК и руды некоторых отечественных и зарубежных поставщиков приведен в таблице 1.

Из анализа гранулометрического состава ЖРК видно, что он, в основном, представлен фракцией – 0,074 мм, которая не может быть успешно окомкована с использованием технологии окомкования грубозернистой шихты.

Превалирующий характер использования ЖРК в шихте отечественных аглофабрик является нормой на сегодняшний день. Так [8], средний за 2012 год расход ЖРК в условиях аглофабрики ПАО «АМК» составил 723 кг (69 %), руды – 82 кг (8 %) на тонну агломерата. Анализ компонентного состава агломерационной шихты этой аглофабрики за период с 2008 по 2012 гг. говорит о преобладающей доле ЖРК в ней (рисунок 1). Использование большого количества различных добавок (так, шлама

газоочисток используется до 10 %) также усложняет процесс окомкования на традиционном оборудовании ввиду низкой склонности данных материалов к окомкованию.

Компонентный состав агломерационной шихты аглофабрики ПАО «ММК им. Ильича» по данным [5] приведен в таблице 2. Как и в предыдущем случае, основным железосодержащим сырьем является ЖРК.

Аналогичная ситуация наблюдается на многих отечественных и зарубежных агломерационных фабриках. По данным [3,9] железорудная шихта агломерационного производства ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат» на 75-80 % состоит из стойленского концентрата (содержание фракции < 0,1 мм – 90 %). Гранулометрический состав неокомкованной агломерационной шихты этой аглофабрики приведен в таблице 2.

Качканарская аглофабрика, входящая в состав Качканарского ГОКа, работает на агломерационной шихте, вещественный и гранулометрический состав которой [10] приведены в таблице 3.

Анализ данных, приведённых в этой таблице, говорит не только о высоком содержании ЖРК в агломерационной шихте, но и о низком качестве ее окомкования по существующей технологии (40,1 % фракции – 0,4 мм после окомкования).

Таблица 1 – Гранулометрический состав ЖРК некоторых отечественных и зарубежных поставщиков

Страна, поставщик	Вид сырья	Гранулометрический состав, %			
		+10 мм	+ 1 мм	+ 0,074 мм	– 0,074 мм
Бразилия (Vale, Carajas)	аглоруда	1,7	83,3	15	–
Австралия (Newman)	аглоруда	–	100	–	–
Бразилия (Ferteco Mineracao, Fabrica)	ЖРК	–	–	10	90
Швеция (LKAB, KBF Kiruna)	ЖРК	–	–	75	25
Россия (Лебединский ГОК)	ЖРК	–	–	5,4	94,6
Россия (Ковдорский ГОК)	ЖРК	–	–	2,4	97,6
Украина (НКГОК)	ЖРК	–	–	3	97
Украина (СевГОК)	ЖРК	–	–	5,3	94,7
Украина (ЦГОК)	ЖРК	–	–	7	93
Украина (ЮГОК)	ЖРК	–	–	5,2	94,5
Украина (ИнГОК)	ЖРК	–	–	5,5	94

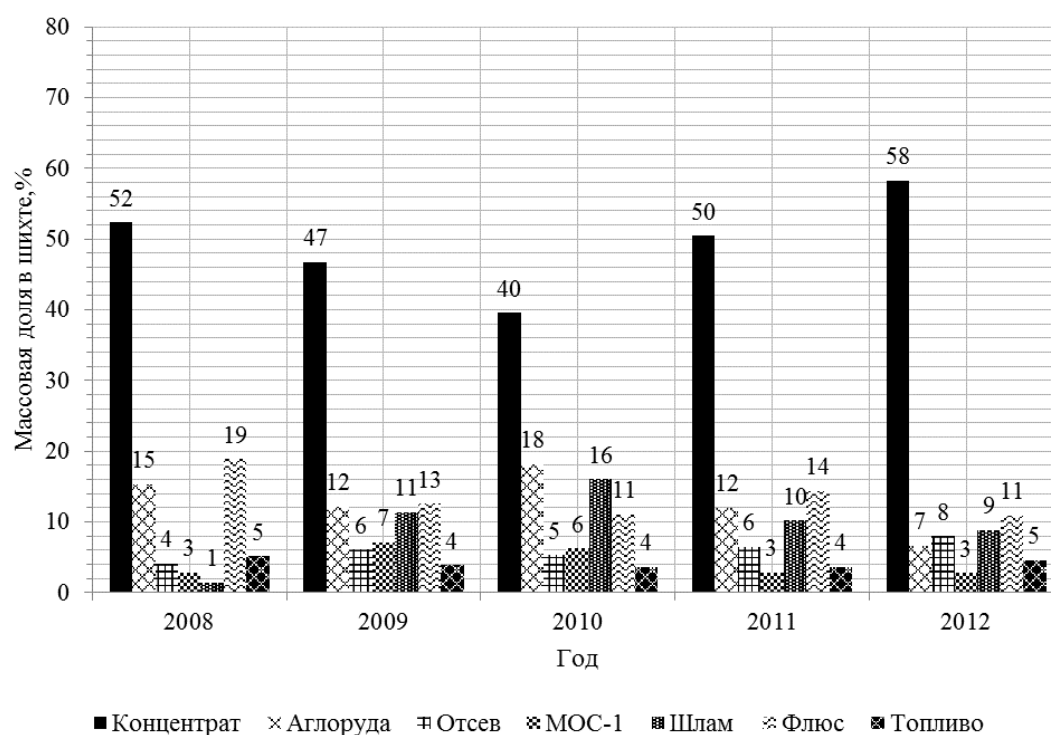


Рисунок 1 – Компонентный состава агломерационной шихты аглофабрики ПАО «АМК» за период с 2008 по 2012 гг.

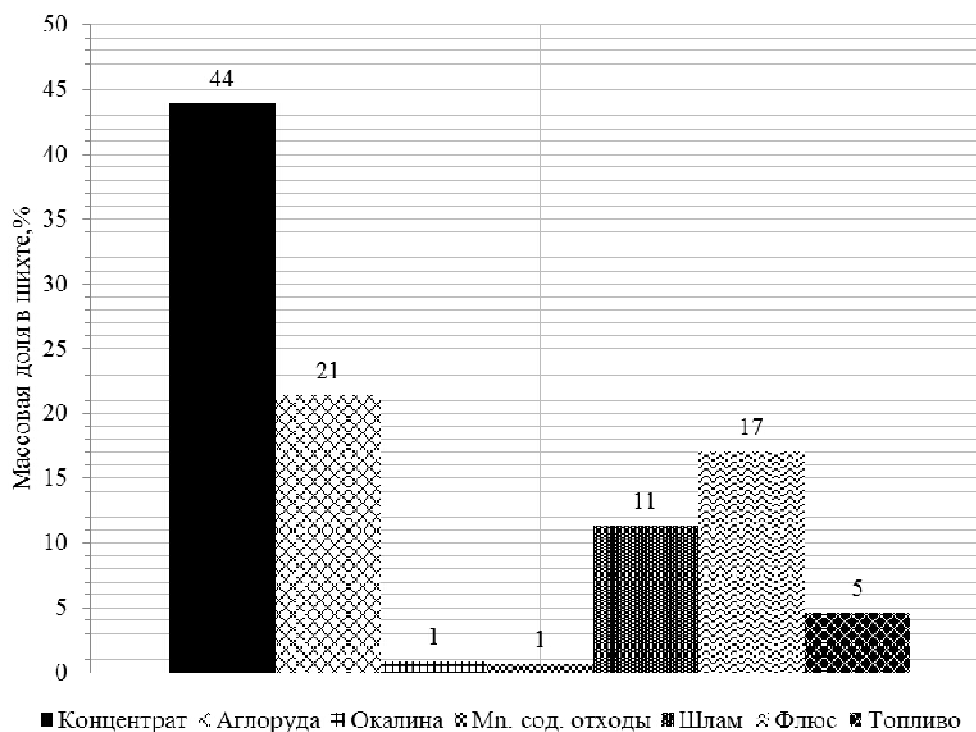


Рисунок 2 – Компонентный состава агломерационной шихты аглофабрики ПАО «ММК им. Ильича»

Кроме ЖРК и добавок к тонкоизмельченному материалу, используемому при производстве агломерата, относятся топливо (представленное в основном коксиком фракции 0-5 мм) и известь [11].

Известь благоприятно влияет на процесс окомкования, являясь хорошим связующим материалом, в то время как топливо, обладая высокой гидрофобностью, обуславливающей его низкую склонность к окомкованию, создает дополнительные трудности при окомковании агломерационной шихты.

Основная часть топлива, в соответствии с закономерностями грануляции агломерационной шихты, в окомковании не участвует, и в подготовленной шихте частички

топлива располагаются в зазорах между гранулами.

Ситовый анализ окомкованной в условиях агломерационного производства ПАО «АМК» шихты, результаты которого приведены на рисунке 3, показал наличие в ней большого количества мелочи (фракция – 1 мм). Пробы №№ 1 и 2 отбирались перед барабаном-окомкователем агломашин №№ 5 и 6, пробы №№ 5 и 6 – перед укладкой шихты на ленту на тех же агломерационных машинах. Данные, приведенные на графике, являются усредненными по результатам десяти измерений, проведенных за интервал времени, составлявший 20 минут.

Таблица 2 – Гранулометрический состав неокомкованной агломерационной шихты агломерационного производства ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат»

Фракция, мм	+8	8-5	5-3	3,0-1,25	1,25-0,63	– 0,63
Массовая доля, %	0,3	3,1	10,7	16,3	10,5	59,1

Таблица 3 – Гранулометрический состав агломерационной шихты Качканарского ГОКа

Состав шихты	Содержание, %	Гранулометрический состав, %				
		+3 мм	1,6-3 мм	0,8-1,6 мм	0,4-0,8 мм	– 0,4 мм
Концентрат	55	–	–	–	–	100
Известняк	6	2,0	11,2	16,2	26,8	43,8
Топливо	4	6,0	16,5	19,2	24,7	33,6
Возврат горячий	22	34,1	23,2	17,5	10,2	15,0
Возврат холодный	13	23,3	32,6	20,5	11,2	12,4
Шихта исходная	100	10,9	10,7	8,3	6,3	63,8
Шихта после окомкования	–	14,6	21,0	12,1	12,1	40,1

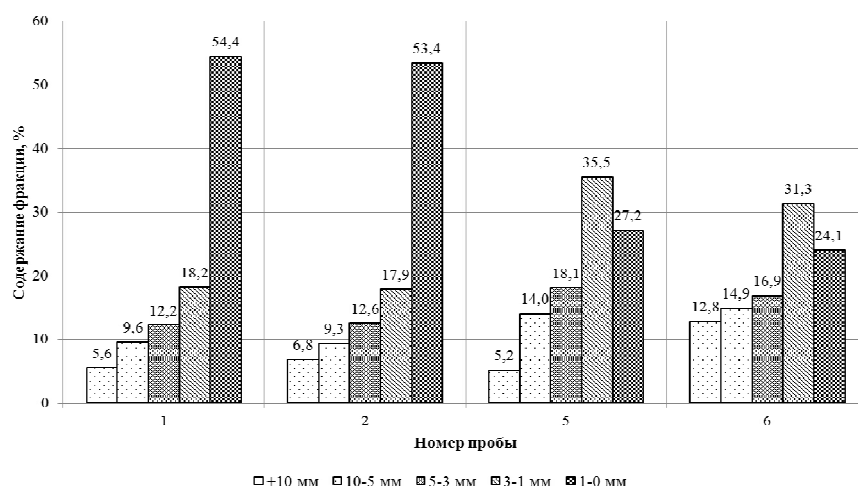


Рисунок 3 – Ситовый анализ окомкованной в условиях агломерационного производства ПАО «АМК» шихты

Выводы и направление дальнейших исследований. На основании проведенной работы можно сделать следующие выводы:

1. В товарной структуре мировой торговли железорудным сырьем преобладает ЖРК, на долю которого приходится 80 %, в то время как кусковая и агломерационная руда занимают оставшиеся 20 %.

2. В агломерационной шихте отечественных аглофабрик в качестве основного компонента железорудной части используется ЖРК.

3. ЖРК, как и многие другие шихтовые материалы, относится к тонкоизмельченным материалам, окомкование которых по существующей технологии не позволяет достичь необходимого качества подготовки шихты.

4. На примере аглофабрик ПАО «АМК» и ПАО «ММК им. Ильича» показан средний компонентный состав агломерационной шихты и ее ситовый состав. Аналогичная ситуация наблюдается и на остальных агломерационных фабриках Украины,

в шихте которых используется большое количество концентрата, а окомкование ее ведется по технологии, предназначенной для подготовки грубозернистой шихты.

5. Использование большого количества тонкоизмельченных материалов характерно не только для отечественного аглопроизводства, но и для ряда предприятий СНГ. Показано, что в шихте аглофабрик ОАО «НЛМК» и Качканарского ГОКа доля ЖРК превышает 50 %.

6. Существующая технология окомкования агломерационной шихты не может обеспечить необходимого качества окомкования.

7. Хорошее качество окомкования достижимо только при дальнейших исследованиях процесса и разработке новых технологий окомкования, обеспечивающих наперед заданные свойства гранул окомкованной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов.

Библиографический список

1. Мищенко И.М. Состояние и основные направления повышения технического уровня агломерационного производства предприятий черной металлургии / И.М. Мищенко // *Металлургические процессы и оборудование*. – 2005. – № 1. – С. 23–26.
2. Коротич В.И. Агломерация рудных материалов / Коротич В.И., Фролов Ю.А., Бездежский Г.Н. – Екатеринбург: ГОУ ВПО «УГТУ-УПИ», 2003. – 400 с.
3. Комбинированное окомкование агломерационной шихты в аппаратах барабанного типа и тарельчатых грануляторах / Г.И. Исаенко, А.Н. Сапрыкин, А.С. Кузнецов [и др.] // *Сталь*. – 2009. – № 8. – С. 2–7.
4. Сулименко С.Е. Энергосберегающая технология управляемого жидкофазного спекания гибридного железорудного материала для доменного передела: дис. ... кандидата технических наук: 05.16.02 / Сулименко Сергей Евгеньевич. – Днепропетровск, 2010. – 189 с.
5. Кривенко С.В. Интенсификация агломерационного процесса путем управления газопроницаемостью спекаемого слоя: дис. ... кандидата технических наук: 05.16.02 / Кривенко Сергей Викторович. – Мариуполь, 2000. – 179 с.
6. Державна цільова економічна програма енергоефективності і розвитку сфери виробництва енергоносіїв з відновлюваних джерел енергії та альтернативних видів палива на 2010-2015 роки [Электронный ресурс] // Офіційний вісник України. – 2010 р. – № 16 – С. 762. – Режим доступа к журналу: <http://zakon4.rada.gov.ua/laws/show/158-2013-%D1%80>.
7. Современное состояние и ожидаемое развитие рынка ЖРС в 2011 году / [сост.: Иванов И.П.]. К.: Укрпромвнешэкспертиза, 2010. – 152 с.
8. Аглодоменное производство. Анализ работы в апреле 2010 года / [сост.: Николаев К.М.]. Алчевск: АМК, 2010. – 65 с.
9. Коршиков Г.В. Анализ работы аглофабрики ОАО «НЛМК» за 1980-1995 гг. и перспективы совершенствования технологии процесса / Г.В. Коршиков // *Сталь*. – 1997. – № 12. – С. 4–9.

10. Кашин В.В. Теоретические и технологические основы подготовки шихты и формирования агломератов из железных, хромовых и бокситовых руд: дис. ... кандидата технических наук: 05.16.02 / Кашин Виктор Васильевич. – Екатеринбург, 2000. – 300 с

11. Жилкин В.П. Производство агломерата / В.П. Жилкин, Д.Н. Доронин – Екатеринбург: Марат, 2004. – 292 с.

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

Статья поступила в редакцию 05.07.2013.

Дорогий Є.В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

**СУЧАСНИЙ СТАН ПИТАННЯ ОГРУДКУВАННЯ АГЛОМЕРАЦІЙНОЇ ШИХТИ, ЩО МІСТИТЬ ВЕЛИКУ КІЛЬКІСТЬ ТОНКОПОДРІБНЕНИХ МАТЕРІАЛІВ.
ПОВІДОМЛЕННЯ 1: АНАЛІЗ ШИХТОВИХ УМОВ АГЛОМЕРАЦІЙНОГО
ВИРОБНИЦТВА УКРАЇНИ.**

У рамках даної статті проаналізовано шихтові умови вітчизняних та деяких зарубіжних агломераційних фабрик. Дана характеристика гранулометричного складу використовуваних шихтових матеріалів, агломераційної шихти до і після огрудкування. Показані труднощі у підготовці до спікання шихти, що містить велику кількість тонкоподрібнених матеріалів.

Ключові слова: агломераційна шихта, залізорудний концентрат, огрудкування.

Dorogoy E.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

CURRENT STATUS OF PELLETIZING SINTER MIX CONTAINING LARGE AMOUNTS OF FINE PARTICULATE MATTER. REPORT 1: ANALYSIS OF CHARGE TERMS OF UKRAINE SINTER PRODUCTION.

In this article analyzed the conditions of charge domestic and some foreign sinter plants. The characteristic of the particle size distribution of the charge materials used, sinter mix before and after pelletizing. Shown difficulties in preparation for sintering mixture containing a large amount of fine material.

Keywords: agglomeration charge, iron ore, pelletizing.

СТРОИТЕЛЬСТВО

д.т.н. Должиков П.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
д.т.н. Кипко А.Э.
(ВНУ им. В. Даля, г. Антрацит, Украина),
к.т.н. Кириак К.К.
(ЦНТУ «Инжзащита», г. Ялта, Украина)

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ ИНЪЕКЦИОННОЙ СТАБИЛИЗАЦИИ ОПОЛЗНЕВЫХ ГРУНТОВ

В статье обоснована система расчетных уравнений для определения технологических параметров инъекционной стабилизации оползневых грунтов, впервые введен критерий повышения устойчивости грунтов, приведен пример расчета параметров стабилизации оползня в Крыму.

Ключевые слова: оползень, стабилизация, методика, параметры, устойчивость.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Одной из самых значительных проблем на южном берегу Крыма является оползнеопасная обстановка большинства участков. Сложность оползней ЮБК заключается во множестве факторов влияющих на их общую и локальную устойчивость. Наиболее важными причинами активизации оползней являются: большие гравитационные силы в сочетании с обводненностью участков, не только строительства, но и прилегающим к ним территориям, как выше, так и ниже; разрушение старых дренажных систем и большие подсечки грунта на период строительства [1].

Механизм оползневого процесса, прежде всего, определяется структурно-тектоническими условиями и литолого-петрографическими характеристиками деформируемых геологических тел. Различия состава и структуры деформирующихся геологических тел предопределяет большое разнообразие их морфологии, масштабов проявления, динамизм и другие существенные характеристики типов оползней [1, 2].

Большое влияние на скорость сползания оказывает изменение свойств пород в зоне смещения под влиянием их увлажнения. Это приводит нередко к тому, что оползневые деформации достигают критических значений [1, 2].

В зависимости от факторов, влияющих на активизацию оползневой системы, рассматриваются методы ее стабилизации. Для предотвращения активизации оползневой системы и ее стабилизации разработаны множество способов и конструктивных решений, которые предусматривают изменения физико-механических свойств оползневой системы [2].

Применяются также инъекционный способ изменения физико-механических свойств грунтов и дренирование склонов при активизации оползня вследствие обводнения [3, 4].

В качестве изменения физико-механических свойств грунтов предусматривается изменение расчетных характеристик грунтового массива. Этого можно добиться методом инъекции в область скольжения цементных растворов, тем самым переводя вязко-пластичные деформации в упруго-жесткие.

На основе комплекса аналитических, экспериментальных и натурных исследований выполнена разработка новой методики инженерного расчета технологических параметров стабилизации оползней методом напорной цементации [3].

Цель работы – обоснование методики проектирования инъекционной стабилизации оползневых грунтов.

Изложение материала и его результаты. Для разработки проектных решений

по стабилизации оползневых процессов методом напорной цементации, необходимы следующие исходные данные:

- инженерно-геологические изыскания на участке проектирования в полной мере удовлетворяющие необходимым требованиям для проектирования геотехнических сооружений;
- топогеодезическая съемка участка проектирования с указанием координат сетки крестов;
- влияние внешних факторов на устойчивость оползневого склона таких как: динамические (сейсмическое воздействие и др.), статические (от существующих и вновь проектируемых зданий и сооружений) нагрузки и воздействия;
- вертикальная планировка (насыпи, выемки, архитектурные решения);
- физико-механические свойства грунтов, полученные после закрепления методом напорной цементации.

Методика проектирования параметров инъекционной стабилизации оползня основана на результатах аналитических и экспериментальных исследований [4].

На основании инженерно-геологических изысканий определяются наиболее опасные сечения, проходящие вдоль оползневого склона, с максимальной мощностью оползневых отложений и влиянием

внешних дополнительных нагрузок и воздействий; определение зоны скольжения.

Расчет коэффициента устойчивости оползневого склона по выбранному сечению выполняется методом Г.М. Шахунянца:

$$k_{ycm} = \frac{\sum_{i=1}^{i=m} [N_i \operatorname{tg} \varphi_i + c_i l_i + T_i y_0] \frac{\cos \varphi_i}{\cos(\alpha_i - \varphi_i)}}{\sum_{i=1}^{i=m} T_i c_{\partial \partial} \frac{\cos \varphi_i}{\cos(\alpha_i - \varphi_i)}} \quad (1)$$

где N_i – нормальная сила;

T_i – тангенциальная сила;

c_i – сила сцепления;

φ – угол внутреннего трения грунта;

α_i – угол наклона зоны скольжения к горизонту.

Определение наиболее оптимальной области для закрепления склона методом напорной цементации осуществляется выбором места устройства противооползневых сооружений исходя из условия: $T_{\partial \partial} \approx T_{y0}$.

Расчет параметров инъекционной стабилизации оползня цементным раствором основан на инженерно-геологических свойствах грунтов. Последовательность расчета параметров приведена на обобщенной модели (рис. 1).

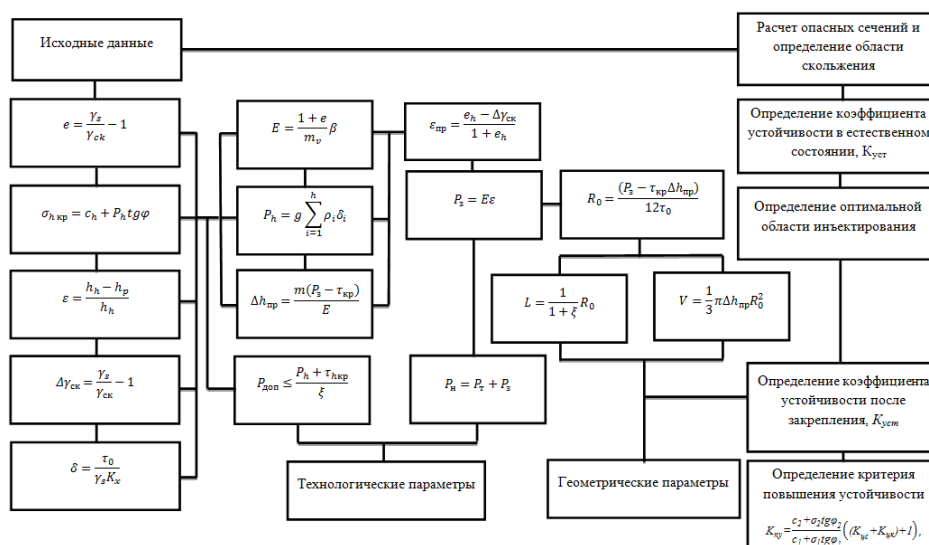


Рисунок 1 – Логико-информационная модель расчета параметров инъекционной стабилизации оползневых склонов методом напорной цементации

В модели обозначено: e – коэффициент пористости;

ρ_s – плотность минеральных частиц грунта, кг/м³;

ρ_d – плотность сухого грунта, кг/м³;

E – модуль общей деформации грунта, МПа;

m_v – коэффициент сжимаемости;

β – безразмерный коэффициент;

ε – относительная сжимаемость;

h_h – высота образца при давлении, соответствующем горному, м;

h_p – высота образца при давлении нагнетания, м.

Определение необходимой степени уплотнения грунта производят исходя из сравнения нормативных и фактических показателей коэффициента пористости и модуля общей деформации. Поскольку целью инъекционной стабилизации является достижение проектной плотности грунта, т.е. достижение проектного $\Delta\gamma_{CK}$, то используются соотношения:

$$\Delta\gamma_{CK} = \gamma_{CK} K_K - 1,$$

$$\varepsilon_{np} = \frac{\Delta\gamma_{CK} - e_h}{1 + e_h},$$

где $\Delta\gamma_{CK}$ – проектное изменение коэффициента пористости;

K_K – коэффициент консолидации;

ε_{np} – проектная относительная сжимаемость;

e – коэффициент пористости.

Давление нагнетания рассчитывается по формуле:

$$P_s = E\varepsilon. \quad (2)$$

Расчет объемов нагнетания производят исходя из геометрии распространения закрепляющего раствора. Рассчитав максимальное расстояние распространения раствора

$$R_o = \frac{(P_s - \tau_{кр})\Delta h_{np}}{12\tau_0}, \quad (3)$$

и расстояние между скважинами с учетом коэффициента запаса

$$L = \frac{1}{1 + \xi} R_o, \quad (4)$$

объем закрепляющего раствора равен:

$$V_1 = \frac{1}{3} \pi \Delta h_{np} R_o^2, \quad (5)$$

$$V_{общ} = k\alpha \sum_{i=1} V_1, \quad (6)$$

где Δh_{np} – максимальная степень уплотнения, м;

k – коэффициент запаса по раствору;

α – коэффициент учета перекрытия зон распространения раствора.

Расчет устойчивости закрепленного оползневого склона методом напорной цементации выполняется с учетом новых физико-механических характеристик полученных по результатам лабораторных испытаний. Таким образом рассчитывается новый коэффициент устойчивости оползневого склона, который должен соответствовать требованиям ДБН В.1.1 – 24:2009.

Определение коэффициента повышения устойчивости закрепленного участка оползневого склона выполняется по формуле:

$$K_{ny} = \frac{c_2 + \sigma_2 \operatorname{tg} \varphi_2}{c_1 + \sigma_1 \operatorname{tg} \varphi_1} ((K_{uc} + K_{uc}) + 1), \quad (7)$$

где K_{uc} – коэффициент, учитывающий условие работы цемента корней;

K_{uc} – коэффициент, учитывающий условие работы цемента скважины.

Рассмотрим применение методики расчета параметров стабилизации оползневого процесса методом напорной цементации в пгт. Ливадия и пгт. Виноградное вдоль участка русла р. Учан-Су ниже по течению от моста между ул. Язуы и Иссарским шоссе в пределах абсолютных отметок от 165 до 187 м (рис. 2).

В инженерно-геологическом строении склон представлен следующими элементами:

- суглинки дресвяные со щебнем песчаника и алевролита (ИГЭ–1);
- суглинки с дресвой и щебнем состоящие из перемятых до состояния суглинка темно-серых аргиллитов и до состояния дресвы (ИГЭ–2);
- аргиллиты темно-серые и зеленовато-серые с прослоями алевролитов и песчаников (ИГЭ–3).

Сводные инженерно-геологические данные с расчетными значениями показателей свойств грунтов приведены в табл. 1.

На основании инженерно-геологических изысканий определяются наиболее опасные сечения, проходящие вдоль оползневого склона с максимальной мощностью оползневых отложений и влиянием внешних дополнительных нагрузок и воздействий (рис. 3).

Расчетные параметры инъекционной стабилизации оползня полученные по вышеприведенной методике даны в табл. 2.

Схема оползневого склона усиленного напорной цементацией приведена на рисунке 4.

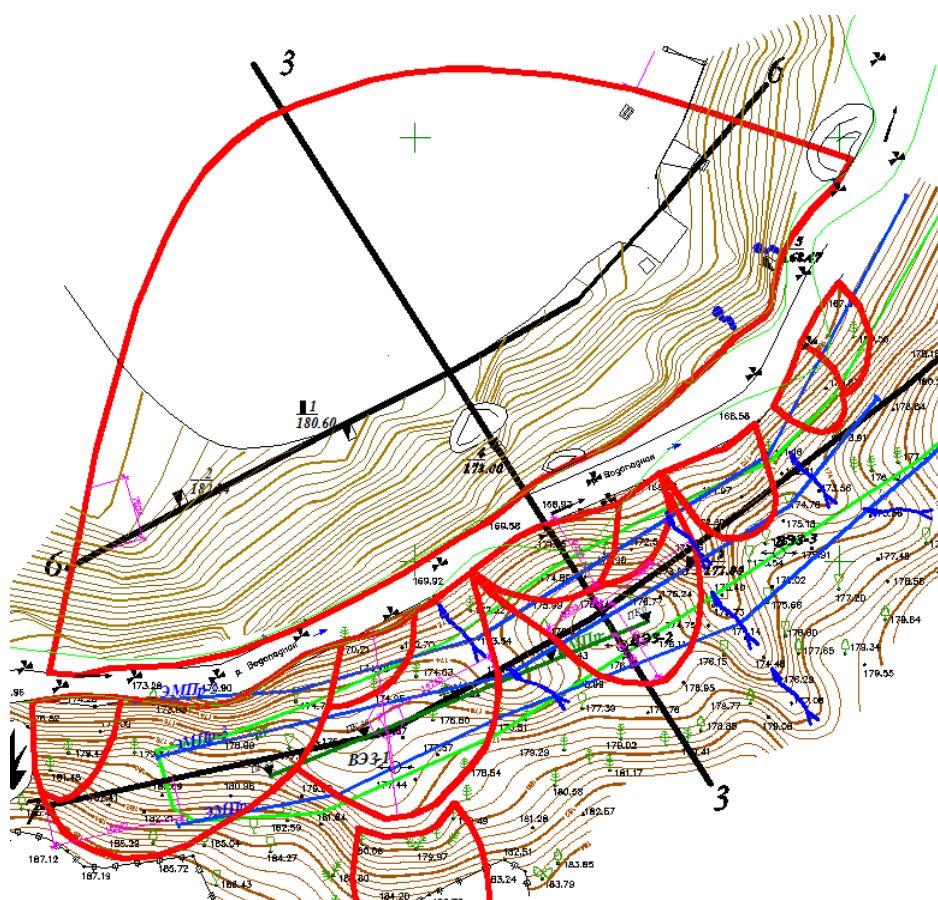
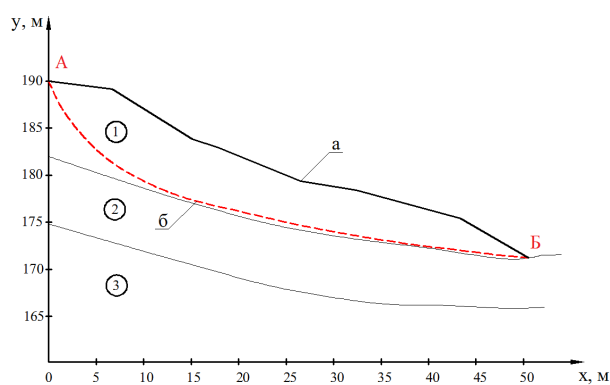


Рисунок 2 – Инженерно-геологическая обстановка и зоны оползней на участке проектирования

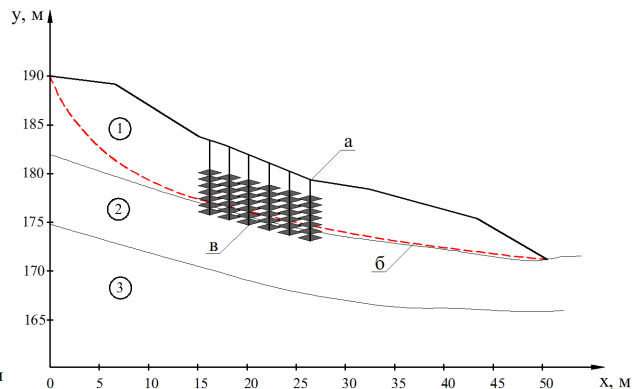
Таблица 1 – Сводная инженерно-геологическая таблица

№ ИГЭ	γ , т/м ³	C, МПа	ϕ , град.	E, МПа	e	W, %
1	2,15	0,0088	18	29,9	0,468	16,4
2	2,25	0,0330	28	34,1	0,363	10,8
3	2,38	0,0260	32	39,8	0,250	7,2



1 – ИГЭ-1; 2 – ИГЭ-2; 3 – ИГЭ-3; а – поверхность рельефа; б – зона скольжения

Рисунок 3 – Расчетный оползневой склон сечение 3-3



1 – ИГЭ-1; 2 – ИГЭ-2; 3 – ИГЭ-3; а – поверхность естественного рельефа; б – зона скольжения; в – зона инъецирования грунта

Рисунок 4 – Схема оползневого склона усиленного методом напорной цементации

Таблица 2 – Параметры стабилизации оползня

№ п/п	Наименование параметра	Ед. измер.	Значение
1	Коэффициент устойчивости оползневого массива	д.ед.	1,02
2	Оптимальная область для закрепления склона	Блок	№7-10
3	Модуль общей деформации грунта	МПа	29,9
4	Относительная деформация грунта	д.ед.	0,028
5	Изменение коэффициента пористости	д.ед.	0,58
6	Относительная сжимаемость	д.ед.	0,074
7	Давления нагнетания раствора	МПа	2,2
8	Максимальная степень уплотнения	м	0,06
9	Расстояние распространения раствора	м	0,6
10	Расстояние между скважинами	м	1,0
11	Объем закрепляющего раствора из одной скважины	м ³	0,1
12	Шаг инъекционных скважин	м	1,0
13	Коэффициент устойчивости оползневого массива	д.ед.	1,17
14	Мощность зоны скольжения	м	0,01
15	Критерий повышения устойчивости закрепленного участка оползневого склона	д.ед.	1,98

Выводы.

Таким образом, при применении метода напорной цементации достигается стабилизация оползневых процессов, обеспечивается нормативный коэффициент устойчивости, а новая методика проектирования

инъекционной стабилизации оползня обеспечивает полный инженерный расчет технологических параметров. Внедрение разработанной методики будет выполнено при решении противооползневых задач в Крыму.

Библиографический список

1. Рудько Г.И. Оползни и другие геодинамические процессы горноскладчатых областей Украины (Крым, Карпаты) / Г.И. Рудько, И.Ф. Ерыш. – К.: Задруга, 2006. – С. 596-620.
2. Билеуш А.И. Оползни и противооползневые мероприятия / А.И. Билеуш. – К.: Наукова думка, 2009. – 560 с.
3. Должиков П.Н. Стабилизация оползневого процесса методом напорной цементации / П.Н. Должиков, Ю.И. Кобзарь, К.К. Кирияк // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Вып. 36. – Алчевск: ДонГТУ, 2012. – 473 с.
4. Інженерний захист та освоєння території: Довідник / [Білеуш А.І., Ніщук В.С., Штекель А.С. та ін.]. – К.: Основа, 2000. – 329 с.

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

Статья поступила в редакцию 27.06.13.

д.т.н. Должиков П.М. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),
д.т.н. Кіпко О.Е. (СНУ ім. В. Даля, м. Антрацит, Україна),
к.т.н. Кіріяк К.К. (ЦНТУ «Інжзахист», м. Ялта, Україна)

МЕТОДИКА ПРОЕКТУВАННЯ ІН'ЄКЦІЙНОЇ СТАБІЛІЗАЦІЇ ЗСУВНИХ ҐРУНТІВ

У статті обґрунтовано систему розрахункових рівнянь для визначення технологічних параметрів ін'єкційної стабілізації зсувних ґрунтів, вперше введений критерій підвищення стійкості ґрунтів, наведено приклад розрахунку параметрів стабілізації зсуву в Криму.

Ключові слова: зсув, стабілізація, методика, параметри, стійкість.

Dolzhikov P.N. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine),
Kipko A.E. (VNU them Dahl, Anthracit, Ukraine),
Kirijak K.K. (CSTS «Engprotection», Yalta, Ukraine)

METHODS DESIGN TO STABILIZE LANDSLIDE BY INJECTED

The article substantiated the system of equations for the calculation of process parameters of injection landslide stabilization of soils, first introduced the criterion of increasing soil stability, is an example of calculating the parameters of landslide stabilization in the Crimea.

Key words: landslide, stabilization, methods, parameters, stability.

д.т.н. Дрозд Г.Я.,
к.т.н. Хвортова М.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
к.т.н. Пилипенко В.Н.
(ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск, Украина)

МЕХАНИЗМ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ БИОЛОГИЧЕСКИ АКТИВНОЙ СРЕДЫ КАНАЛИЗАЦИОННЫХ КОЛЛЕКТОРОВ В АГРЕССИВНУЮ ЭКСПЛУАТАЦИОННУЮ СРЕДУ

Рассмотрены вопросы биохимической коррозии железобетонных канализационных коллекторов. Приведены уравнения реакций образования агрессивных ингредиентов, имеющих место в атмосфере коллекторов, также проведена их термодинамическая оценка. Намечены пути защиты от биохимической коррозии.

Ключевые слова: канализационный коллектор, биологически активная среда, коррозия, термодинамика, сероводород, микроорганизмы.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

В ДСТУ Б В.2.6 – 145:2010 «Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії. Загальні технічні вимоги (ГОСТ 31384:2008; NEQ)» введено поняття біологічно активна середовище, ступінь агресивності якої в залежності від умов може змінюватися від середньої до сильно агресивної. Це обставина зобов'язує передбачувати захист труб від корозії. Деякі пункти згаданого ДСТУ виписані некоректно. Так табл. Б.7 передписує: «Концентрацію H_2S визначають за досвідом експлуатації споруд чи розраховують за складом стічних вод і конструктивними характеристиками колектора». Даний вказівник може поставити в тупик будь-якого проєктувальника, так як немає роз'яснень, як це зробити і чому саме сероводород є найбільш агресивним інгредієнтом біологічно активної середовища.

Аналіз досліджень і публікацій. Біологічно активна середовище – це в принципі експлуатаційна внутрітрубна середовище, що складається зі стічної води + мікроорганізми різних фізіологічних груп + повітряна середовище, що містить гази біогенного походження – CO_2 , CH_4 , H_2S , NH_3 і др. Всі три ком-

понента експлуатаційної середовища відповідають як за формування агресивної газової середовища, так і за процес корозії. Коррозія під впливом біологічно активної середовища має свою специфіку – руйнується стінова частина самотічних трубопроводів, тому корозію називають газовою або газобіогенною, підкреслюючи причину утворення газу [1]. Утворення газів в колекторах може відбуватися в наступних випадках:

в напірних трубопроводах, які грають роль анаеробного біореактора;

в заповнених лотках самотічних трубопроводів, де утворилися анаеробні умови;

в результаті поєднання першого і другого випадків.

Життєдіяльність мікроорганізмів різних фізіологічних груп в канализационних трубопроводах обумовлює мікробіологічні перетворення забруднених стічних вод. В лотковій зоні переважають факультативні і облигатні анаеробні процеси. Так, білки і амінокислоти (стічні води молочних, м'ясних виробств, дріжджових, пивзаводів) піддаються гниттю, супроводжуваному виділенням зловонних газів – сероводорода, меркаптану, метилмеркаптану, аміаку. Ще більш потужним джерелом

сероводорода в трубопроводах является другой микробиологический процесс – анаэробное восстановление сульфатов, а также сульфогрупп органических соединений сульфатредуцирующими бактериями. В результате жизнедеятельности гетеротрофных микроорганизмов образуются и другие виды биогенных газов (табл. 1).

Таблица 1 – Происхождение и состав газов в канализационных сетях (интерпретировано по [2])

Циклы элементов	Соединения	Концентрация	Микробиологические процессы, образующие газы
Углерод	CO_2 , об. %	0,1 – 3,5	Микробиологическая минерализация
	CO , мг/м ³	0 – 25	
	CH_4 , об. %	0,2 – 6,0	Метаногенез
Сера	H_2S , мг/м ³	0 – 500	Сульфатредукция
	SO_2 , мг/м ³	5 – 30	Химическое окисление H_2S
Азот	NH_3 , мг/м ³	0 – 5,0	Аммонификация
	NO_x , мг/м ³	0 – 5,0	Денитрификация

Цель исследования. Описать механизм преобразования биологически активной среды в агрессивную среду с выделением наиболее агрессивных компонентов.

Изложение материала и его результаты. Рассматриваемые биохимические процессы зависят от состава стока и газовой среды. Концентрация ингредиентов, участвующих в этих процессах, достигает в сточной воде: $SO_4^{2-} - 1 \times 10^{-3}$, $S^{2-} - 1,5 \times 10^{-5}$, $NH_4^+ - 4,6 \times 10^{-3}$ моль/л; жиров – 23, белков – 154, углеводов – 63 мг/л; парциальное давление в газовой среде: $CO_2 - 0,12$, $CH_4 - 1,5 \times 10^{-2}$, $NH_3 - 7,9 \times 10^{-5}$, $H_2S - 1,3 \times 10^{-3}$ атм [1-3].

Исходя из состава стока и газовой среды, проанализируем химические реакции и схемы реакций, которые могут протекать в системах канализации, как при участии бактерий, так и без них. Наиболее существенные из них:

1) в анаэробных условиях стока:

гниение и брожение органических веществ:

белки → аминокислоты →



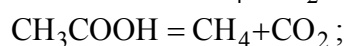
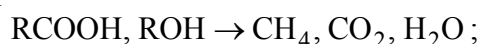
жиры →



углеводы → сахара →



метановое брожение жирных кислот и спиртов:

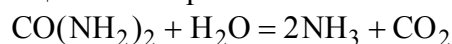


брожение:

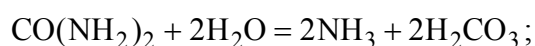


и т.п.;

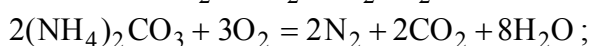
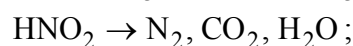
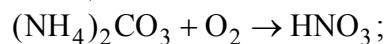
аммонификация мочевины аммонифицирующими бактериями:



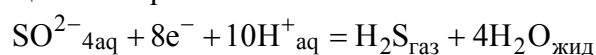
или



нитрификация аммонийных соединений (при наличии растворённого в стоке кислорода) и денитрификация азотной и азотистой кислот соответственно нитрифицирующими и денитрифицирующими бактериями по общей схеме:

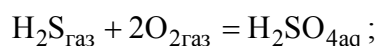


сульфатредукция сульфатредуцирующими бактериями:



2) в аэробных условиях на поверхностях выше уровня стока:

окисление сероводорода тионовыми бактериями:



химическое образование угольной кислоты:



Анализ приведенных реакций показывает, что коррозионную опасность среды систем канализации определяют следующие реакции, для которых приводятся рассчитанные для температуры 25°C и давления 1 атм по [4] значения свободной энергии реакции ΔG , константы равновесия K_p и уравнения равновесия:

а) окислительно-восстановительная реакция сульфатредукции:

$$\Delta G = -57,06 \text{ ккал / моль}, K_p = 6,8 \times 10^{41},$$

$$\lg P_{H_2S} - \lg [SO_4^{2-}] + 10pH - 135,1Eh - 41,8 = 0; \quad (1)$$

б) реакция окисления сероводорода до серной кислоты:

$$\Delta G = -169,26 \text{ ккал / моль}, K_p = 1,2 \times 10^{124},$$

$$\lg [H_2SO_4] - \lg P_{H_2S} - \lg P_{O_2} - 124,1 = 0; \quad (2)$$

в) реакция образования угольной кислоты из углекислого газа:

$$\Delta G = 1,94 \text{ ккал / моль}, K_p = 3,8 \times 10^{-2},$$

$$\lg [H_2CO_3] - \lg P_{CO_2} + 1,43 = 0, \quad (3)$$

где $[SO_4^{2-}]$, $[H_2SO_4]$, $[H_2CO_3]$ – термодинамические концентрации соответствующих ингредиентов, моль/л;

P_{H_2S} , P_{O_2} , P_{CO_2} – парциальные давления соответствующих газов, атм;

Eh – окислительно-восстановительный потенциал в данных условиях, В.

Количество сероводорода в воздухе – важный фактор биологической коррозии, зависящий не только от активности бактерий, но и от кислотности стоков. Так при $pH = 7$ лишь 50% сероводорода стоков переходит в газовую фазу, в случае кислых стоков ($pH = 6$) уже 90% сероводорода находится в газовой фазе [1]. Сероводород окисляется кислородом воздуха до серы, тиосульфата и полиитионатов. Эти продук-

ты оседают на поверхности бетона, становясь доступными в качестве источников питания для серных бактерий, многие из которых предпочитают использовать в качестве источников питания именно частично окисленные соединения серы [3]. Основные этапы превращений соединений серы при биокоррозии бетона представлены на рисунке 1.

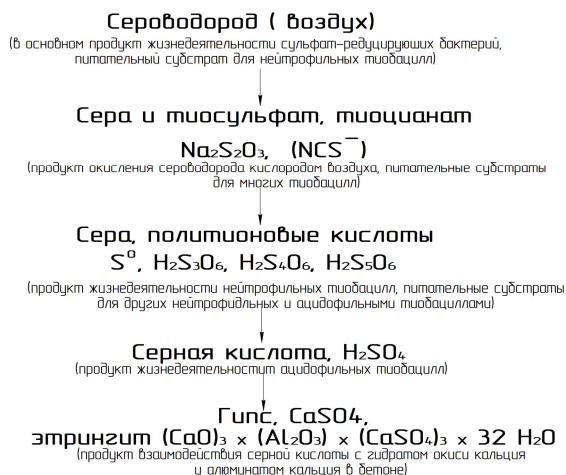
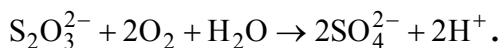
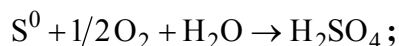
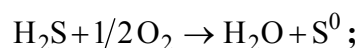


Рисунок 1 – Превращения соединений серы при биодеструкции бетона

Кислород воздушной атмосферы подсводового пространства для биопленки микроорганизмов создает аэробные условия, где под действием серобактерий протекают микробиологические процессы преобразования сероводорода в серную кислоту:



Именно серная кислота, как продукт биогенно активной среды (продукт микробиологического окисления сероводорода), является агрессивным агентом в разрушении бетонных и железобетонных трубопроводов канализации. В таблице 2 приведены параметры агрессивности биогенно агрессивной среды. Введение данной таблицы в упомянутый в начале статьи ДСТУ сняло бы все вопросы проектировщиков.

Таблица 2 – Сопоставление агрессивности растворов серной кислоты и сероводородной газовой среды

Сернокислотная коррозия				Сероводородная коррозия	Степень агрессивности
Концентрация H ₂ SO ₄	рН раствора	Скорость коррозии бетона		Концентрация H ₂ S, мг/м ³ (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

Как следует из таблицы, биологический фактор для канализационных трубопроводов эквивалентен действию на материал ограждающих конструкций сильных кислот.

Для снижения сильной степени агрессивности среды необходимо изменять конструкцию коллектора (минимизировать длину напорных участков), для средней степени агрессивности – использовать особо плотные бетоны.

Выводы.

1. Анализ равновесий рассмотренных реакций применительно к условиям систем канализации показал, что сульфатредукция в стоке будет протекать на участках с высокой концентрацией SO_4^{2-} , низким парциальным давлением H_2S и тем активнее, чем ниже значение рН и выше значение окислительного потенциала Eh; равновесие между сероводородом и серной кислотой даже при незначительном парциальном давлении кислорода достигается при столь высоких значениях концентрации

серной кислоты в конденсатной влаге, что реакция окисления сероводорода термодинамически необратима; равновесие углекислого газа с угольной кислотой в конденсатной влаге установится при её концентрации порядка 10^{-2} моль/л, из чего следует, что самым агрессивным компонентом эксплуатационной среды является сероводород.

2. В формировании агрессивной среды канализации можно выделить три основных этапа: биохимическое образование сероводорода (и углекислого газа) в стоке при наличии достаточных концентраций органических и серосодержащих веществ; их выделение из воды в газовоздушную среду в местах резких изменений характера и скорости потока и растворение в конденсатной пленке влаги на поверхностях выше уровня стока; окисление сероводорода (и углекислого газа) до серной (и угольной) кислот, разрушающих бетон конструктивных элементов, расположенных выше

уровня стока, что подтверждается ранее проведенными исследованиями [1].

3. Для предотвращения биохимической коррозии элементов систем канализации могут быть использованы такие меры, как

разработка и применение конструктивных решений, специальных защитных мероприятий (вторичная защита бетона) и особо плотных бетонов с кислотостойкими заполнителями.

Библиографический список

1. Дрозд Г.Я. Коррозионное разрушение бетонных канализационных коллекторов / Г.Я. Дрозд // Водопостачання та водовідведення. – 2012. – №1. – С. 35-44.
2. Юрченко В.А. Образование экологически опасных газообразных соединений при транспортировании сточных вод канализационными сетями / В.А. Юрченко, А.Н. Коваленко // Коммунальное хозяйство городов. – 2007. – № 74. – С.68-73.
3. Дмитриева Е.Ю. Микроорганизмы – биодеструкторы подземных канализационных сооружений / Е.Ю. Дмитриева // Вода и экология. Проблемы и решения. – 2013. – №1. – С. 20-39.
4. Бабушкин В.И. Защита строительных конструкций от коррозии, старения и износа / В.И. Бабушкин. – Харьков: Высшая школа, 1989. – 168 с.

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

Статья поступила в редакцию 17.06.13.

д.т.н. Дрозд Г.Я., к.т.н. Хвортова М.Ю. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),
к.т.н. Пилипенко В.М. (ВНУ ім. Володимира. Даля, м. Луганськ, Україна)

МЕХАНІЗМ ПЕРЕТВОРЕННЯ БІОЛОГІЧНО АКТИВНОГО СЕРЕДОВИЩА КАНАЛІЗАЦІЙНИХ КОЛЕКТОРІВ В АГРЕСИВНЕ ЕКСПЛУАТАЦІЙНЕ СЕРЕДОВИЩЕ

Розглянуті питання біохімічної корозії залізобетонних каналізаційних колекторів. Наведені рівняння реакцій утворення агресивних інгредієнтів, які мають місце в атмосфері колекторів та надана їх термодинамічна оцінка. Визначені шляхи захисту від біохімічної корозії.

Ключові слова: каналізаційний колектор, біологічно активне середовище, корозія, термодинаміка, сірководень, мікроорганізми.

Drozd G.Y., Khvortova M.Y. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine),
Pilipenko V.N. (Volodymyr Dahl East-Ukrainian National University, Lugansk, Ukraine)

MECHANISM OF TRANSFORMATION BIOLOGICALLY LASANT SEWAGE COLLECTORS IN AGGRESSIVE OPERATING ENVIRONMENT

The questions of biochemical corrosion of reinforce - concrete sewage collectors are considered. Equalizations over are brought of reactions of formation of aggressive ingredients, taking place in the atmosphere of collectors and their thermodynamics estimation is conducted. The ways of protecting are set from biochemical corrosion.

Key words: sewage collector, biologically lasant, corrosion, thermodynamics, sulphuretted hydrogen, microorganisms.

д.т.н. Должиков П.Н.,
Ивлиева Е.О.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ВЛИЯНИЕ ОБВОДНЕННОСТИ И ТРЕЩИНОВАТОСТИ НА ДЕФОРМАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ОСНОВАНИЙ ФУНДАМЕНТОВ

Статья посвящена исследованию изменения деформационных свойств грунтовой толщи под влиянием обводненности и подработанности. Приведены результаты исследований физико-механических свойств грунтов. Аналитически получено общее уравнение, учитывающее деформацию пород для хаотической трещиноватости.

Ключевые слова: грунты, исследования, свойства, трещиноватость, модуль деформации.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Наибольшее проседание земной поверхности с учетом количества разрабатываемых пластов и их мощности наблюдается в районах пологого залегания пород карбона на небольших глубинах, что характерно для условий Стахановского региона [1].

В результате закрытия горных предприятий методом «мокрой консервации» к уже существующим негативным последствиям прибавились новые, связанные с переувлажнением породного массива и изменением физико-механических свойств горных пород – уменьшением их прочности на сжатие и растяжение, а также уменьшением в несколько раз трещиностойкости пород, что стало причиной активизации процесса сдвижения породного массива и земной поверхности [1, 2].

Если активизация от нижних горизонтов в некоторой степени изучена и разработаны методики ее прогнозирования, то активизация от старых горных выработок, находящихся на малой глубине (до 80-150 м), практически не изучена [1]. Трудность заключается в том, что в большинстве случаев точные контуры этих горных выработок практически не известны, а применить геофизические способы обнаружения весьма затруднительно из-за большой плотности застройки территорий и большого количества коммуникаций. Выполнение исследований физико-механических

свойств грунтов позволят изучить механизм активизации деформаций породного массива при затоплении выработанного пространства и наличии старых горных выработок на малых глубинах.

Цель работы – исследование влияния обводненности и трещиноватости на деформационные свойства оснований фундаментов.

Изложение материала и его результаты. Для исследования изменений физико-механических свойств грунтов на подработанных обводненных территориях были отобраны образцы с глубины 5-15 м на участках горных отводов закрытых шахт Стахановского региона.

В геологическом строении района принимают участие отложения каменноугольного возраста свит $C_2^2 - C_2^7$, которые перекрыты маломощными (до 10 м) четвертичными суглинками и песчаниками. В геологическом разрезе каменноугольной толщи преобладают песчано-глинистые породы с подчиненным значением пластов известняков и углей среднего карбона. Пример геологического разреза представлен на рисунке 1.

Поскольку в массиве грунта в пределах мульд сдвига развиваются деформации сдвигов они ведут к изменению свойств грунта. По результатам исследования свойств грунтовой толщи на подработанной территории отобранные грунты характеризуются свойствами, приведенными в таблице 1.



Рисунок 1 – Пример геологического разреза для Стахановского района

При исследованиях свойств обводненного грунта основными были сдвиговые и компрессионные испытания, по которым определялись прочностные и деформационные свойства соответственно.

Изучение физико-механических свойств грунтов на подрабатываемых территориях показали, что их прочностные свойства во многом зависят от плотности сложения и водонасыщения.

При одинаковой плотности сложения грунта его несущая способность с большей влажностью меньше, чем сухого. Так при

Таблица 1 – Физико-механические свойства грунтов

Показатели	Суглинок	Аргиллит
1. Удельный вес грунта, кг/м ³	2600	2670
2. Объемная плотность, кг/м ³	2010	2040
3. Весовая влажность, д.ед.	0,23	0,25
4. Нижний предел пластичности	0,17	0,139
5. Верхний предел пластичности	0,33	0,278
6. Число пластичности	0,16	0,14
7. Коэффициент пористости, д.ед.	0,48	0,47
8. Сцепление, МПа	0,08	0,135
9. Угол внутреннего трения, град.	23	37
10. Модуль деформации, кгс/см ²	179,4	201,2

одной и той же вертикальной нагрузке с уменьшением плотности сложения в 1,5 раза сопротивление сдвигу уменьшилось в 2 раза.

Также водонасыщение грунта приводило к существенному изменению (в 2-3 раза) его сдвиговых свойств. В результате испытаний была установлена обратная экспоненциальная зависимость напряжения сдвига грунта от влажности, которая приведена на рисунке 2.

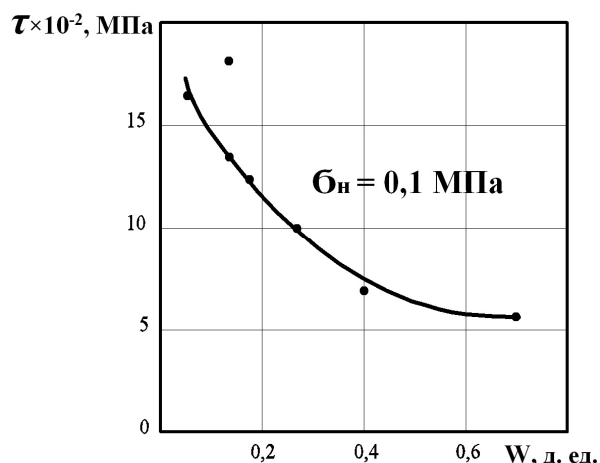
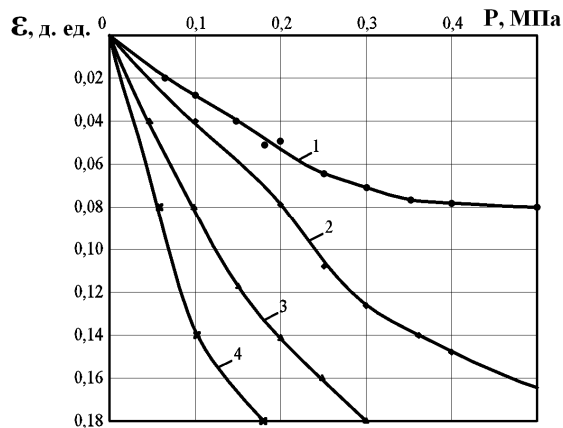


Рисунок 2 – Изменение напряжения сдвига суглинка при его увлажнении

Результаты компрессионных испытаний приведены на рисунке 3, откуда видно резкое изменение деформируемости в результате обводнения грунтов.



1 – $W=0,18$; 2 – $W=0,20$; 3 – $W=0,23$; 4 – $W=0,30$

Рисунок 3 – Зависимости относительной деформации суглинка при компрессионных испытаниях

Поскольку для оснований фундаментов наиболее важны деформационные свойства грунта и получаемая осадка были проведены исследования изменения модуля

деформации, которые представлены в таблице 2.

Следует обратить внимание на то, что при испытании отдельно взятого грунтового образца нельзя судить о напряженно-деформированном состоянии всего массива. Сложность напряженно-деформированного состояния трещиноватых скальных пород требует особого подхода к исследованию поведения массива в каждом отдельном случае. Коренные и четвертичные породы характеризуются неоднородностью и часто анизотропией, что вызвано слоистостью и трещиноватостью, которые напрямую влияют на прочность и деформируемость массивов. Основания фундаментов находятся в зоне выветрелости пород, поэтому для оценки деформируемости породного массива определялся модуль деформации с учетом хаотической трещиноватости.

Ранее задача исследования деформируемости породного массива с учетом трещиноватости рассматривалась Руппением [2].

Таблица 2 – Исследования модуля деформации влажных суглинков

Влажность грунта, д.ед.	Норм. давление, МПа	Коэф. пористости, д.ед.	Коэф. сжимаемости, $\text{см}^2/\text{кг}$	Модуль деформации, $\text{МПа} \times 10^{-1}$	Модуль осадки, мм/м
0,17	0,0	0,48			
	0,05	0,470	0,018	83,2	5,5
	0,1	0,463	0,014	105,6	5,0
	0,2	0,456	0,007	210,3	6,5
	0,4	0,443	0,006	227,5	8,6
0,25	0,0	0,45			
	0,1	0,44	0,08	80,5	2,6
	0,2	0,43	0,018	103,7	5,75
	0,3	0,42	0,014	181,5	9,51
	0,4	0,41	0,007	193,6	10,25

Поскольку коэффициент структурного ослабления [3] есть отношение прочности породного массива к прочности образца, то, очевидно, что деформационное ослабление будет определяться отношением:

$$k_c = \frac{\varepsilon_M \cdot E_o}{\varepsilon \cdot E_1}. \quad (1)$$

Следовательно, деформация основания фундамента будет равна:

$$\varepsilon_M = k_c k_w \frac{\varepsilon \cdot E_1}{E_o}, \quad (2)$$

где ε – деформация лабораторного образца;

E_o – модуль деформации основания;

k_w – коэффициент обводнения.

Теперь учтем, что в случае основания в виде обводненного разуплотненного глинистого грунта в нем деформируется система каналов гидрорасчленения заполненная тампонажным раствором, т.е. сформирована искусственная трещиноватость. Если же основание представлено обводненным трещиноватым массивом скальных пород, то в результате инъекции тампонажного раствора основание будет представлено системой «грунт – трещины заполненные раствором». Поэтому при рассмотрении задачи деформирования искусственного основания следует рассматривать блочную структуру связанную тампонажным раствором в трещинах.

Исследования деформации затампонированной породы выполнены Кипко А.Э. [4]. Было получено, что модуль деформации пород после тампонажа равен:

$$E_o = \frac{E_1}{1 + \eta}, \quad \eta = \frac{\delta(E_1 - E_p)}{(h + \delta)(E + \xi E_1)},$$

Библиографический список

1. Техногенные последствия закрытия угольных шахт Украины / [Гавриленко Ю.Н., Ермаков В.Н., Кренида Ю.Ф. и др.]; под ред. Ю.Н. Гавриленко, В.Н. Ермаков. – Донецк, 2004. – 631с.
2. Руппенейт К.В. Деформируемость массивов трещиноватых горных пород / К.В. Руппенейт. – М.: Недра, 1975. – 223с.
3. Шашенко А.Н. Механика горных пород: учеб. пособие / А.Н. Шашенко. – Днепропетровск: Национальная горная академия Украины, 2002. – 302с.

где δ – раскрытие трещин;

h – расстояние между трещинами;

E_1, E_p – модуль деформации породы и раствора соответственно.

Для хаотической системы трещиноватости, а также с учетом ползучести породы получена общая зависимость модуля деформации грунта:

$$E_\phi = \frac{8}{5} \frac{E_1}{1 + \alpha\eta + \frac{\beta\sigma}{\xi E_1 + E_p(1 - \xi)}}. \quad (3)$$

Для расчета модуля деформации затампонированной породы следует принять [4]: $\alpha \approx 1,1$; $\xi = 0$; $\sigma = 1$ МПа; $E_p = 15 \div 20$ МПа; $E_1 = 18 \div 22$ МПа.

При расчете деформируемости затампонированного грунтового массива расстояние между породными блоками принимали 20см, а раскрытие трещин – 0,2÷1см.

Анализ выполненных расчетов показал, что модуль деформации затампонированного трещиноватого породного массива возрастает в 1,5-2 раза (с 18÷22 МПа до 28÷45 МПа).

Выводы и направление дальнейших исследований.

Прочностные и деформационные характеристики при переувлажнении грунтов оснований резко уменьшаются в 2-3 раза. Формирование искусственного основания путем тампонирования трещиноватых пород шлакоглинистыми растворами позволяет увеличить деформационные характеристики в 1,5-2 раза и достичь стабилизации деформационного процесса.

4. Кипко А.Э. Исследования деформационных характеристик затампонированных трещиноватых пород / П.Н. Должиков, А.Э. Кипко // Научный вестник НГУ. – 2010. – №5. – С. 8-11.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.

Статья поступила в редакцию 27.06.13.

д.т.н. Должиков П.М., Івлієва Є.О. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

**ВПЛИВ ОБВОДНЕНOSTІ ТА ТРІЩИНУВАТОСТІ НА МІЦНІСТНІ ВЛАСТИВОСТІ
ОСНОВ ФУНДАМЕНТІВ**

Стаття присвячена дослідженню зміни деформаційних властивостей ґрунтової товщі під впливом обводнення та підроблення. Наведено результати досліджень фізико-механічних властивостей ґрунтів. Аналітично отримано загальне рівняння, що враховує деформацію порід для хаотичної тріщинуватості.

Ключові слова: ґрунти, дослідження, властивості, тріщинуватість, модуль деформації.

Dolzhikov P.N., Ivlieva E.O. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

**INFLUENCE WATERCUT AND OF FRACTURE ON DEFORMATIONAL PROPERTIES
SUBFOUNDATION**

The article is devoted to the study of changes in the deformation properties of a ground layer under the influence of water cut and underworked. The results of studies of physical and mechanical properties of soils. Analytically obtained a general equation which takes into account deformation of the rocks for a chaotic fracture.

Key words: soils, research, properties, fracture, modulus of deformation.

к.т.н. Емец Е.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАМ КАРКАСНЫХ ЗДАНИЙ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ НА НИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПОДАТЛИВОГО ОСНОВАНИЯ

Приведены результаты исследований напряженно-деформированного состояния конструкций каркасных зданий с учетом деформационных воздействий оснований. Определены критические значения продольных усилий для случаев симметричной и несимметричной потери устойчивости для различных ступеней податливости закрепления стоек в основании, при изменении соотношения погонных жесткостей ригеля и стоек.

Ключевые слова: напряженно-деформированное состояние, каркас здания, деформационные воздействия, жесткость узлов.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

В настоящее время весьма актуальным является проблема строительства зданий и сооружений на деформируемом основании.

Проектирование сооружений в сложных грунтовых условиях связано с необходимостью учета распределения усилий от совместного влияния силовых и деформационных воздействий. Величины перемещений оснований фундаментов и усилия в элементах каркаса зависят от жесткости надфундаментных конструкций и их соединений, податливости заземления фундаментов в грунте. Принципиальные положения по данному вопросу приведены в работах С.Н. Клепикова [1], А.А. Козачевского [2], А.С. Трегуб [3] и др.

Целью данной работы является исследование изменения напряженно-деформированного состояния П - образной рамы при различных соотношениях погонных жесткостей ригеля и стоек и при различной податливости соединения элементов между собой и с основанием.

Основная часть. Расчетная схема рамы приведена на рисунке 1.

Отношение погонных жесткостей ригеля и стоек примем

$$i = \frac{E_p \times I_p \times h_p}{E_c \times I_c \times h_c}. \quad (1)$$

Податливость соединения стоек в основании примем

$$0 \leq n_c^H \leq \infty. \quad (2)$$

Податливость соединения стоек с ригелем примем

$$0 \leq n_p \leq \infty. \quad (3)$$

Расчеты выполнялись для различных вариантов податливости соединения стоек с ригелем и с основанием:

1 вариант – абсолютно жесткое соединение элементов между собой и с основанием $n_c^H = 0$; $n_p = 0$;

2 вариант – элементы рамы соединены между собой абсолютно жестко, а с основанием – шарнирно $n_c^H = \infty$; $n_p = 0$;

3 вариант – абсолютно жесткое соединение элементов между собой конечная жесткость соединения с основанием $0 \leq n_c^H \leq \infty$; $n_p = 0$;

4 вариант – жесткое соединение стоек с основанием и соединение ригеля со стойками конечной жесткости $n_c^H = 0$;
 $0 \leq n_p \leq \infty$.

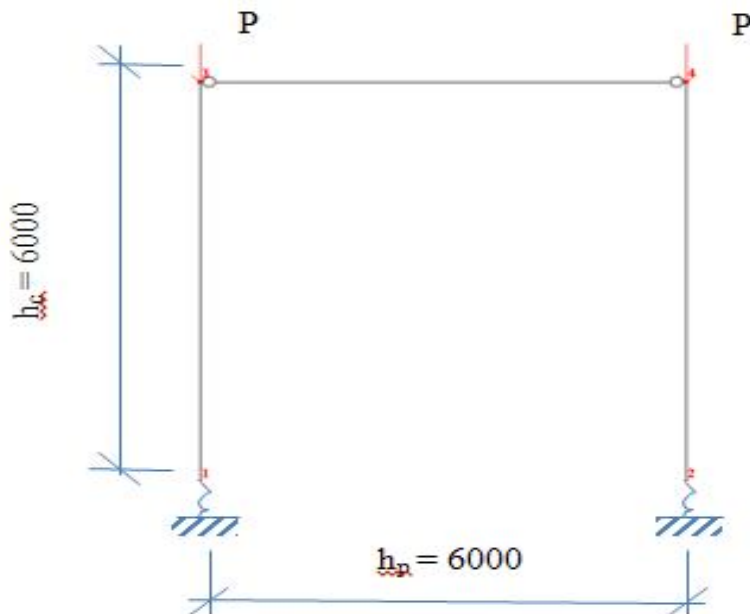


Рисунок 1 – Расчетная схема рамы

Искомые величины:

- поворот узла 3 (φ_3);
- поворот узла 4 (φ_4);
- горизонтальное перемещение узла 3 (Δ_3).

Приведем результаты расчета рамы при изменении податливости закрепления стоек с основанием для различных соотношений погонных жесткостей ригеля и стоек, т. е. для симметричной и несимметричной потери устойчивости.

Соединения элементов между собой принимаем абсолютно жестким $n_p = 0$.

При несимметричной потере устойчивости выражение для соотношения погонных жесткостей ригеля и стоек примет вид

$$i = \frac{(R_3^c + R_4^c)^2 - R_3^c \times R_2^c}{6R_2^c}, \quad (4)$$

где R_i^c - значения реактивных усилий от неизвестных перемещений.

На рисунке 2, 3 приведены зависимости критических значений функций продольных усилий ($Y_{кр}$) от различных значений податливости соединения стоек с основанием при изменении соотношения погонных жесткостей ригеля и стоек (i) соответственно, при несимметричной и симметричной потере устойчивости.

Для случая симметричной потери устойчивости горизонтальное перемещение $\Delta_3 = 0$, а повороты узлов 3 и 4 $\varphi_3 = -\varphi_4$.

Для различных ступеней податливости закрепления стоек в основании, при изменении соотношения погонных жесткостей ригеля и стоек определяем критические значения продольных усилий для случая симметричной потери устойчивости. Результаты вычислений приведены на рисунке 3.

На основании полученных результатов определим влияние податливости узлов закрепления стоек в основании на величины критических вертикальных нагрузок (P) при различных соотношениях погонных жесткостей ригеля и стоек.

Проанализируем степень влияния податливости закрепления стоек с основанием от абсолютно жесткого до шарнирного на величины критических нагрузок.

Сопоставление графиков на рисунках 2 и 3 показало, что критические значения влияния продольного изгиба при несимметричной потере устойчивости для любых значений податливости закрепления стоек в основании меньше соответствующих значений при симметричной потере устойчивости.

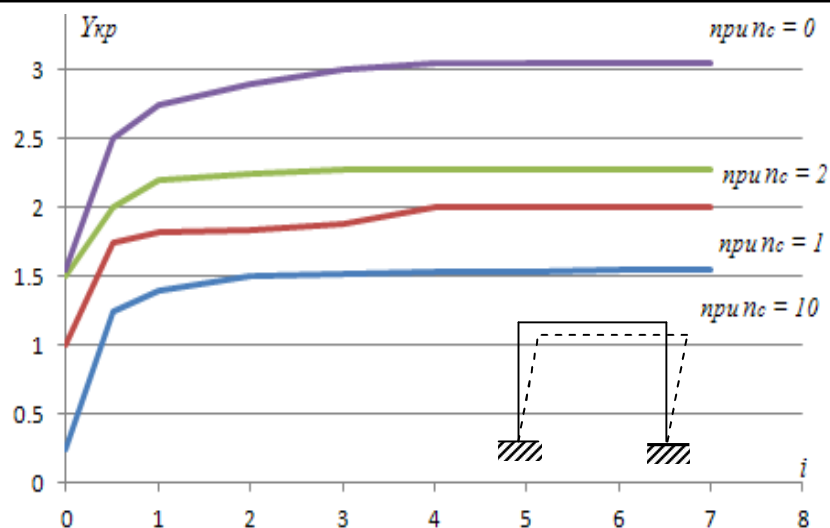


Рисунок 2 – График зависимости жесткости элементов и податливости основания на критические значения продольного изгиба при несимметричной потере устойчивости

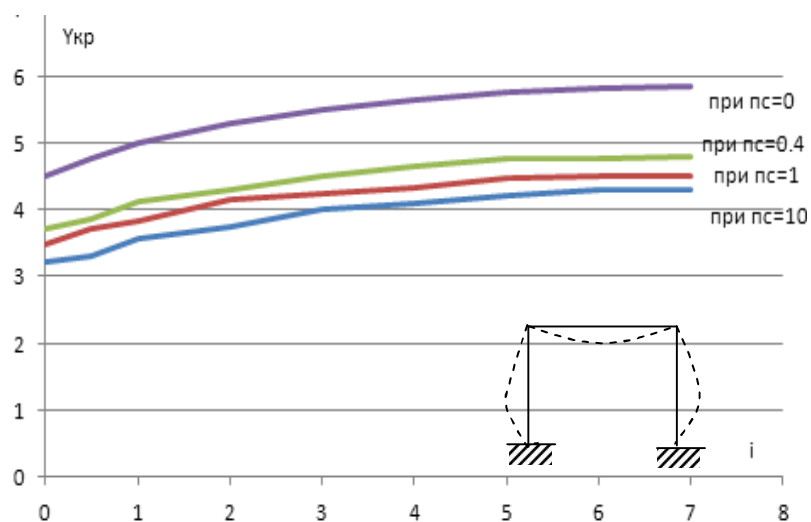


Рисунок 3 – График зависимости жесткости элементов и податливости основания на критические значения продольного изгиба при симметричной потере устойчивости

Таким образом, несимметричная потеря устойчивости может быть вызвана меньшими вертикальными нагрузками и, следовательно, является более опасной. На рисунке 4 приведены графики зависимости податливости закрепления стоек в основании на величину изменения критической нагрузки при симметричной и несимметричной потере устойчивости. Результаты вычислений показывают, что учет податливости закрепления стоек с основанием существенно снижает предельные значения продольного изгиба и нагрузок как при симметричной, так и при несимметричной потере устойчивости.

Рост податливости основания сопровождается существенным снижением критических значений нагрузок.

График зависимости податливости основания на величины критических нагрузок при различных соотношениях погонных жесткостей ригелей и стоек показывает, что учет податливости закрепления стоек в основании оказывает более существенное влияние на величины критических нагрузок при несимметричной потере устойчивости, чем при симметричной.

В случае несимметричной потери устойчивости величины критических нагрузок снижаются:

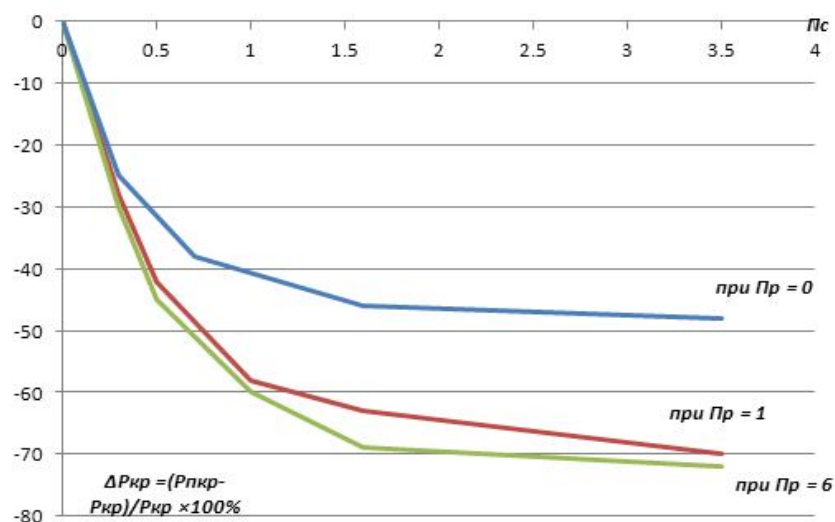


Рисунок 4 – График зависимости податливости основания на величины критических нагрузок при различных соотношениях погонных жесткостей ригелей и стоек

- на 30 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании 0,2;
- на 40 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании 0,4;
- более, чем на 60 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании более 1.

Соответственно, для симметричной потери устойчивости снижение критических нагрузок составляет:

- 25 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании 0,2;
- 35 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании 0,4;
- менее 50 % - при относительной податливости закрепления стоек в основании более 1.

Существенное влияние на величину критической нагрузки оказывает не столько соотношение погонных жесткостей ригеля и стоек, сколько относительная податливость закрепления стоек в основании. Установлено, что при изменении соотношения погонных жесткостей (i) в диапазоне от 1 до 6 изменение критической нагрузки при любой степени податливости не превышает 4-5 %. При увеличении степени податливости (n_c^H) в диапазоне от 0 до 0,2 при любых соотношениях погонных жесткостей ригеля и стоек значения критических нагрузок при симметричной и

несимметричной потере устойчивости снижаются на 25-30 %.

Выводы

1. Учет податливости закрепления стоек в основании при различных соотношениях погонных жесткостей ригелей и стоек оказывает более существенное влияние на величины критических нагрузок при несимметричной, чем при симметричной потере устойчивости. При несимметричной потере устойчивости и относительной податливости закрепления стоек в основании величины критических нагрузок снижаются на 30 - 60 %. При симметричной потере устойчивости снижения критических нагрузок составляет 25 - 50 %.

2. Существенное влияние на величину критической нагрузки оказывает не столько соотношение погонных жесткостей ригеля и стоек, сколько относительная податливость закрепления стоек в основании. При изменении соотношения погонных жесткостей (i) в диапазоне от 1 до 6 изменение критической нагрузки при любой степени податливости не превышает 4-5 %. При увеличении степени податливости (n_c^H) в диапазоне от 0 до 0,2 при любых соотношениях погонных жесткостей ригеля и стоек значения критических нагрузок при симметричной и несимметричной потере устойчивости снижаются на 25-30 %.

Библиографический список

1. Клепков С.Н. Расчет сооружений на деформируемом основании / С. Н. Клепков. - К.: НИИСК, 1996. – 204 с.
2. Козачевский А.И. К расчету сложных инженерных сооружений на ЕС ЭВМ / А. И. Козачевский // Строительная механика и расчет сооружений. – 1981. - № 4. – С. 57-58.
3. Трегуб А.С. Варіаційний метод розв'язання нелінійних контактних задач при деформаціях основ і споруд / А. С. Трегуб // Механіка ґрунтів та фундаментобудування: Матеріали 4-укр. наук.-практ. конф // Будівельні конструкції. – К., 2000. – №. 53, кн. 2. – С. 247-251.
4. Голышев А.Б. Железобетонные конструкции / А.Б. Голышев, В.П. Полищук, В.Я. Бачинский; под ред. А.Б. Голышева. - К.: Логос, 2001. – 420 с.

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

Статья поступила в редакцию 28.05.2013.

к.т.н. Емец Е.В. (ДонГТУ, м. Алчевськ, Україна)

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ РАМ КАРКАСНИХ БУДІВЕЛЬ ПРИ ВПЛИВІ НА НИХ ПЕРЕМІЩЕНЬ ПОДАТЛИВОЇ ОСНОВИ

Наведені результати теоретичних досліджень напружено-деформованого стану конструкцій каркасних будівель, на які впливає деформація основ. Визначені критичні значення продольних зусиль для випадків симетричної та несиметричної втрати стійкості для різних ступенів податливості закріплення стоек в основі, при зміні погонної жорсткості ригеля та стійки.

Ключові слова: напружено-деформований стан, каркасна будівля, деформаційний вплив, жорсткість вузлів.

Emets E.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

RESEARCH OF INTENSE-DEFORMED CONDITION OF BUILDING ON INTERACTING WITH NON-UNIFORMED BASIS

Results of research intense-deformed condition building on interacting into account non-uniformed deformations of basis.

Key words: building on interacting with non-uniformed of basis, rigid of basis, non-uniformed deformations of basis.

к.т.н. Медведь И. И.,
к.т.н. Балашова О.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
к.т.н. Белевцова Н.Л.
(ГЭТУТ, г. Киев, Украина)

ПОСТРОЕНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ИССЛЕДОВАНИЯ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ

Исследуется возможность использования математических методов планирования при проведении экспериментальных исследований при криогенных температурах. Построена математическая модель процесса исследования малоциклового усталости конструкционных сплавов.

Ключевые слова: математическая модель, математические методы планирования, малоцикловая усталость, конструкционный сплав.

Задача оценки несущей способности и долговечности в условиях воздействия циклических нагрузок имеет чрезвычайно большое значение. При циклических нагружениях возникает ряд специфических явлений и трудно учитываемых аналитически факторов, которые в первую очередь связаны с развитием усталостной поврежденности, с необходимостью оценки циклической и структурной нестабильности материалов [1]. В последнее время титановые сплавы получили широкое применение в качестве конструкционных материалов во многих областях, в частности в машиностроении, энергомашиностроении, химической промышленности, криогенной технике, авиации и др. при изготовлении изделий, эксплуатируемых при пониженных температурах. Сплавы титана обладают замечательными свойствами: высокой прочностью, легкостью, коррозионной стойкостью, пластичностью, технологичностью, криогенной устойчивостью. Особенно перспективно использование титановых сплавов в криогенной технике (криогенные генераторы), когда важное значение имеет высокое сопротивление усталости в условиях циклических нагрузок, чем у ранее применявшихся материалов [2].

Малоцикловая усталость является одним из главных факторов, определяющих долговечность (ресурс) материалов в изде-

лиях инженерных конструкций, работающих в условиях циклических нагрузок при пониженных температурах. В этой связи представляет определенный интерес оценка степени и характера влияния уровня максимальных напряжений цикла, предварительной пластической деформации и температуры испытания на малоцикловую усталость титановых сплавов при низкотемпературных режимах.

Согласно мировой статистике основная доля разрушений в инженерной практике происходит именно по причине усталости, поэтому проблема усталости является одной из наиболее актуальных научно-технических задач современности, решение которой требует дополнительных комплексных экспериментальных и теоретических исследований. Экспериментальные исследования малоциклового усталости материалов при криогенных температурах составляют важное направление в механике деформируемого твердого тела, так как усталость, являясь необратимым процессом постепенного накопления повреждений материала под действием переменных напряжений, приводит к изменению свойств, образованию трещин, их развитию и разрушению. Однако проведение таких экспериментов ограничено в связи с их относительно высокой стоимостью и трудоемкостью.

В данной работе исследуется возможность использования математических методов планирования при проведении экспериментальных исследований при криогенных температурах. Поскольку такие исследования являются очень трудоемкими и дорогостоящими, то проблема минимизации таких экспериментов в настоящее время является актуальной. В тоже время при сокращении опытов актуальным является вопрос достоверности экспериментальных данных.

К основным этапам любого экспериментального исследования можно отнести планирование эксперимента, проведение испытаний и обработку полученных результатов.

При планировании эксперимента предполагается, что каждому набору уровней факторов, то есть каждому опыту, соответствует вполне определенное поведение исследуемого объекта и соответствующие ему с точностью до ошибки опыта значения зависимой переменной (отклика).

Условия проведения эксперимента задаются набором факторов, представляющих собой независимые переменные величины, изменением которых можно управлять в процессе эксперимента. Число возможных значений фактора, которые он принимает в различных опытах, принято называть его уровнями.

Вид аналитической зависимости функции отклика от включенных в эксперимент факторов определяется природой изучаемого явления при этом запись в определенной последовательности условий проведения эксперимента, необходимых и достаточных для получения оценок неизвестных параметров функции отклика, называется планом эксперимента [3].

Цель работы. Исследование возможностей определения степени и характера влияния уровня максимальных напряжений цикла, предварительной пластической деформации и температуры испытания на малоцикловую усталость титанового сплава ПТ-3В.

Изложение материала и его результаты. В настоящей работе предполагалось

определить степень и характер влияния уровня максимальных напряжений цикла (X_1''), предварительной пластической деформации (X_2'') и температуры испытания (X_3'') на малоцикловую усталость титанового сплава ПТ-3В.

В качестве функции отклика y была принята величина $\lg N_p$ ($\lg N_p$ - число циклов до разрушения). Среднее по области значение дисперсии опыта при этом составило $s_y^2 = 0.0032$. Прямые исследования не проводились. Поэтому целесообразно было предположить нелинейную модель [3].

Для обеспечения максимально возможной точности в задании уровней фактора (X_3'') предварительное деформирование проводилось в средах жидких хладагентов: азота и гелия, а также на воздухе при температурах 77, 4.2 и 293К [4, 6].

Величину предварительной статической остаточной деформации фиксировали по диаграмме ($P - \Delta l$) с масштабом 1:200, а уровни фактора X_i'' - по предельной кривой прочности для образцов в исходном состоянии (таблица 1).

План полного факторного эксперимента требует проведения 3^3 опытов, а сама модель содержит большое число эффектов взаимодействий, которые не всегда оказываются статистически значимыми. Поэтому было принято решение по результатам дробного факторного эксперимента 3^{3-1} строить модель главных эффектов с генерирующим соотношением $F_3 = F_1 \cdot F_2^2$. Условия проведения опытов для реплики 3^{3-1} представлены в таблице 2.

Чтобы получить оценки параметров модели и провести статистическую обработку и интерпретацию результатов эксперимента, удобно провести нормализацию уровней факторов. Нормализованная матрица плана дробного факторного эксперимента 3^{3-1} и результаты опытов представлены в таблице 3.

Таблица 1 – Уровни фактора по предельной кривой прочности образцов в исходном состоянии

Номер фактора, i	Наименование фактора	F_i	Натуральное значение, X_i^H
1	Максимальное относительное напряжение цикла, $\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_s}$	0 1 2	0,76 0,85 0,94
2	Величина предварительной остаточной деформации, $\varepsilon_n, \%$	0 1 2	0 1 3
3	Температура предварительного деформирования, T_n, K	0 1 2	4 77 300

Таблица 2 – Условия проведения опытов для реплики 3^{3-1}

Номер опыта	F_1	F_2	F_3	X_1^H	X_2^H	X_3^H
1	0	0	0	0,76	0	4
2	1	0	1	0,85	0	77
3	2	0	2	0,94	0	300
4	0	1	2	0,76	1	300
5	1	1	0	0,85	1	4
6	2	1	1	0,94	1	77
7	0	2	1	0,76	3	77
8	1	2	2	0,85	3	300
9	2	2	0	0,94	3	4

Таблица 3 – Нормализованная матрица плана дробного факторного эксперимента 3^{3-1}

Номер опыта	X_0	X_1	X_2	X_3	Z_1	Z_2	Z_3	$\lg N_p$
1	1	-1	-4	-2.5	1	2	3	4.5750
2	1	0	-4	-1.0	-2	2	-4	3.9500
3	1	1	-4	3.5	1	2	1	2.4500
4	1	-1	-1	3.5	1	-3	1	4.3876
5	1	0	-1	-2.5	-2	-3	3	3.7552
6	1	1	-1	-1.0	1	-3	-4	2.0899
7	1	-1	5	-1.0	1	1	-4	4.2739
8	1	0	5	3.5	-2	1	1	3.6068
9	1	1	5	-2.5	1	1	3	2.0864

В результате реализации опытов были получены оценки параметров модели:

$$y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_{11} Z_1 + \beta_{22} Z_2 + \beta_{33} Z_3,$$

где: X_1, X_2, X_3 - нормализованные значения линейных членов модели;

Z_1, Z_2, Z_3 - нормализованные значения квадратичных членов модели.

Для параметров β_i оценкой являются величины b_i . Например, для параметра β_0 оценкой является величина b_0 , равная 3.4639 и т.д.

Таким образом, коэффициенты модели получились равные:

$$b_0 = 3.4639, \quad b_1 = -1.1017, \quad b_2 = -0.0341, \\ b_3 = -0.0034, \quad b_{11} = -0.1534, \quad b_{22} = 0.0290, \\ b_{33} = 0.0056.$$

Проверка их статистической значимости показала, что оценки b_3 и b_{33} являются статистически незначимыми. Так как матрица плана ортогональна, то соответствующие им факторы можно исключить из модели без пересчета оставшихся. Тогда уточненная модель будет иметь вид:

$$y = 3.4639 - 1.1017 X_1 - 0.0341 X_2 -$$

$$-0.1534Z_1 + 0.0290Z_2.$$

Гипотезу об адекватности полученной модели проверяли по F- критерию Фишера.

При уровне значимости $\alpha = 0.05$ уточненная модель достаточно точно описывает малоцикловую усталость сплава ПТ-3В.

Для интерпретации полученных результатов следует перейти к натуральным значениям исследуемых факторов. В этом случае модель будет иметь вид:

$$\lg N_p = -26.6783 + 84.3436X_1^n - 0.3130X_2^n - 56.8147(X_1^n)^2 + 0.0677(X_2^n)^2.$$

Выводы.

1. Получена математическая модель, определяющая степень и характер влияния уровня максимальных напряжений цикла,

предварительной пластической деформации и температуры испытания на малоцикловую усталость титанового сплава ПТ-3В.

2. Анализ полученной математической модели показал, что предположение о нелинейном влиянии максимального напряжения цикла и предварительной деформации подтвердилось.

3. Статистическую незначимость оценок коэффициентов модели b_3 и b_{33} можно интерпретировать как отсутствие влияния температуры предварительного деформирования на долговечность титанового сплава ПТ-3В.

4. Объем испытаний для решения поставленной задачи сократился примерно в 15 раз.

Библиографический список

1. Стрижало В.А. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур / Стрижало В.А. – К.: Наук. думка, 1978. – 238 с.
2. Ильин А.А. Титановые сплавы. Состав, структура, свойства / Ильин А.А., Колачев Б.А., Полькин И.С. – М.: ВИЛС-МАТИ, 2009. – 520 с.
3. Ермаков С.М. Курс статистического моделирования / С.М. Ермаков, Г.Л. Михайлов. – М.: Наука, 1976. – 168 с.
4. Медведь И.И. Малоцикловая усталость хромомарганцевой стали 03X13Al19 при низких температурах (293-4,2K) / И.И. Медведь // Проблемы прочности. – 1986. – № 4. – С. 38–41.
5. Клявин О.В. Физика пластичности кристаллов при гелиевых температурах / Клявин О.В. – М.: Наука, 1987. – 256 с.
6. Медведь И.И. Циклическая ползучесть конструкционных сплавов при глубоком охлаждении / И.И. Медведь, Н.Л. Белевцова // Сборник научных трудов ДонДТУ. – 2011. – Вып. 35. – С. 252 – 257.

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

Статья поступила в редакцию 02.07.13.

к.т.н. Медведь И. И., к.т.н. Балашова О.С. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),

к.т.н. Белевцова Н.Л. (ДЕТУТ, м. Київ, Україна)

ПОБУДОВА МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ ПРОЦЕСУ ДОСЛІДЖЕННЯ МАЛОЦИКЛОВОЇ ВТОМИ

Досліджується можливість використання математичних методів планування при проведенні експериментальних досліджень при криогенних температурах. Побудова математичної моделі процесу дослідження малоциклової втоми конструкційних сплавів.

Ключові слова: математична модель, математичні методи планування, малоциклова втома, конструкційний сплав.

Medved I., Balashova O. (DonDTU, Alchevsk, Ukraine), Belevcova N. (DETUT, Kiev, Ukraine)

THE CONSTRUCTION OF A MATHEMATICAL MODEL OF THE RESEARCH PROCESS CYCLE FATIGUE

The possibility of using mathematical methods of planning in conducting experimental research at cryogenic temperatures. The construction of a mathematical model of the research process cycle fatigue of structural alloys.

Key words: mathematical model, mathematical methods of planning, low cycle fatigue of structural alloys.

ИССЛЕДОВАНИЯ ОСАДКИ ОБВОДНЕННОЙ ТОЛЩИ ГРУНТОВ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ТИПА ФУНДАМЕНТА МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

В работе приведены результаты математического моделирования осадки грунтовой толщи при замачивании в зависимости от угла наклона пластов для различных типов фундаментов.

Ключевые слова: грунт, фундамент, осадки, моделирования, обводненной.

Актуальность проблемы. Как известно, к просадочным относят грунты, которые, находясь под нагрузкой от собственного веса и внешнего давления, дают при замачивании дополнительные большие осадки, вызванные нарушениями их структурных связей. Наличие просадочных грунтов на площадке устанавливают по результатам инженерно-геологических испытаний, а также на основе проведения необходимых лабораторных исследований.

О просадочных свойствах грунтовой толщи судят по величине осадки ее поверхности от собственного веса при замачивании. Если эта осадка менее или более 5см, то грунтовую толщу по просадочным свойствам относят к I или II группе соответственно.

Проектирование фундаментов в просадочных грунтах выполняют в соответствии с требованиями [1] и начинают с определения предварительных размеров. Затем в целях уточнения полученных данных и выработки рекомендаций по водозащитным и конструктивным мероприятиям вычисляют величину возможной просадки толщи грунтов основания при замачивании в соответствии с требованиями [2]. При этом рассматривают различные типы проектируемых фундаментов.

Если в результате расчетов окажется, что возможные просадки окажутся больше допустимых для проектируемых зданий и сооружений, то необходимо закладывать комплекс мероприятий по водозащите площадки или усилению основания известными способами.

Цель работы. Исследование осадки обводнённой толщи грунтов в зависимости

от угла наклона залегания пластов, а также в зависимости от типа принятого фундамента.

Изложение основного материала. Основной задачей работы предусматривается:

1. Моделирование системы «здание-грунт» методом конечных элементов;
2. Исследование осадки грунтовой толщи в зависимости от угла наклона пластов для различных типов фундаментов;
3. Исследование осадки грунтовой толщи при замачивании в зависимости от угла наклона пластов для различных типов фундаментов;

Решение поставленных задач выполнялось на примере трехэтажного здания больницы №7 корпуса блока «Б» и результатами инженерно-геологических изысканий площадки в г. Луганске.

Краткое описание здания: размеры в осях 30х18м, сетка колонн 6х6м, в районе лестничной клетки 6х3м, высота этажа 3,6м, здание с полным железобетонным каркасом по серии ИИ-04, в здании имеются железобетонные диафрагмы жесткости, перекрытия из многопустотных плит, наружные стены из кирпича толщиной 510мм, кровля плоская из рулонных материалов, в здании имеется подвал

инженерно-геологические свойства грунтов:

- ИГЭ I: насыпные грунты, чернозем, щебень, суглинок, песок, строительный мусор. Грунты неоднородны по составу и слоению, мощность слоя до 0,5м;
- ИГЭ II: суглинки голубовато-серые, бурые, желто-серые, желто-бурые с включением песка мелкого, с включением дресвы мергеля до 10% тугопластичные в во-

доносыщенном состоянии мягкопластичные., мощность слоя до 2м;

- ИГЭ III: глины серые, голубовато-серые, зеленовато-серые, желто-бурые с включением гравия мергеля светло-серого до 10%,полутвердые в водонасыщенном состоянии полутвердые, мощность слоя до 1,2м;

- ИГЭ IV - пески желто-коричневые, желто-бурые, зеленовато-серые, темно-синие мелкие средней плотности водонасыщенные с включением гравия мергеля до 20% однородные, мощность слоя до 2,2м;

- ИГЭ V – глины черные, темно-серые с включением органических веществ до 0.08%, тугопластичные, в водонасыщенном состоянии тугопластичные., мощность слоя до 1м;

- ИГЭ VI – щебенистые грунты - щебень, дресва мергеля желто-серого с тонкодисперсным заполнителем до 50%, неоднородные., мощность слоя до 1,5м;

- ИГЭ VII – щебенистые грунты - щебень, дресва мергеля желто-серого с тон-

кодисперсным заполнителем до 20%, с включением глыб неоднородные, мощность слоя до 1,5м;

Система «здание-грунт» моделировалась конечными элементами в ПК ЛИРА по рекомендациям [3]. Элементы здания аппроксимировались стержневыми (колонны и ригели) и пластинчатыми (перекрытия, диафрагмы жесткости, стены) элементами. Грунтовое основание аппроксимировалось объемными элементами.

Рассматривались два типа фундамента, которые аппроксимировались объемными элементами:

а) плитный железобетонный толщиной 1м (см. рис. 1);

б) ленточный железобетонный под стены, столбчатые железобетонные под колонны толщиной 0,5м (см. рис. 2);

Глубина заложения обреза фундаментов 2,5м.



Рисунок 1 – Конечно-элементная расчетная схема здания с плитным фундаментом

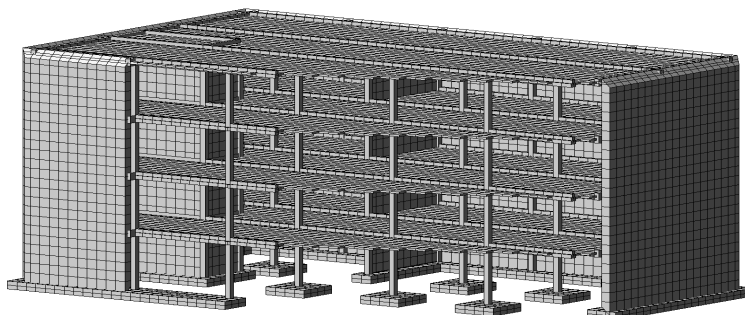


Рисунок 2 – Конечно-элементная расчетная схема здания с ленточным фундаментом

На элементы здания задавались нагрузки: собственный вес конструкций, полезная нагрузка на перекрытия, снеговая нагрузка на покрытие в соответствии с [4]. Определялись расчетные сочетания усилий для выявления наиболее неблагоприятного сочетания нагрузок на фундаменты. Рассматривались три варианта грунтового основания:

- 1) горизонтальное простирание слоев (см. рис. 3, а);
- 2) угол наклона пластов к горизонту 4^0 поперек здания (см. рис. 3, б);
- 3) угол наклона пластов к горизонту $1,5^0$ вдоль здания (см. рис. 3, в);

Определялись вертикальные перемещения грунтового основания от собственного веса грунта, от веса здания при наиболее

невыгодных сочетаниях нагрузок, а также суммарные перемещения.

Результаты расчетов грунтового основания в естественном состоянии по первому варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 4, 5, 6.

Результаты расчетов грунтового основания в естественном состоянии по второму варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 7, 8, 9.

Результаты расчетов грунтового основания в естественном состоянии по третьему варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 10, 11, 12.

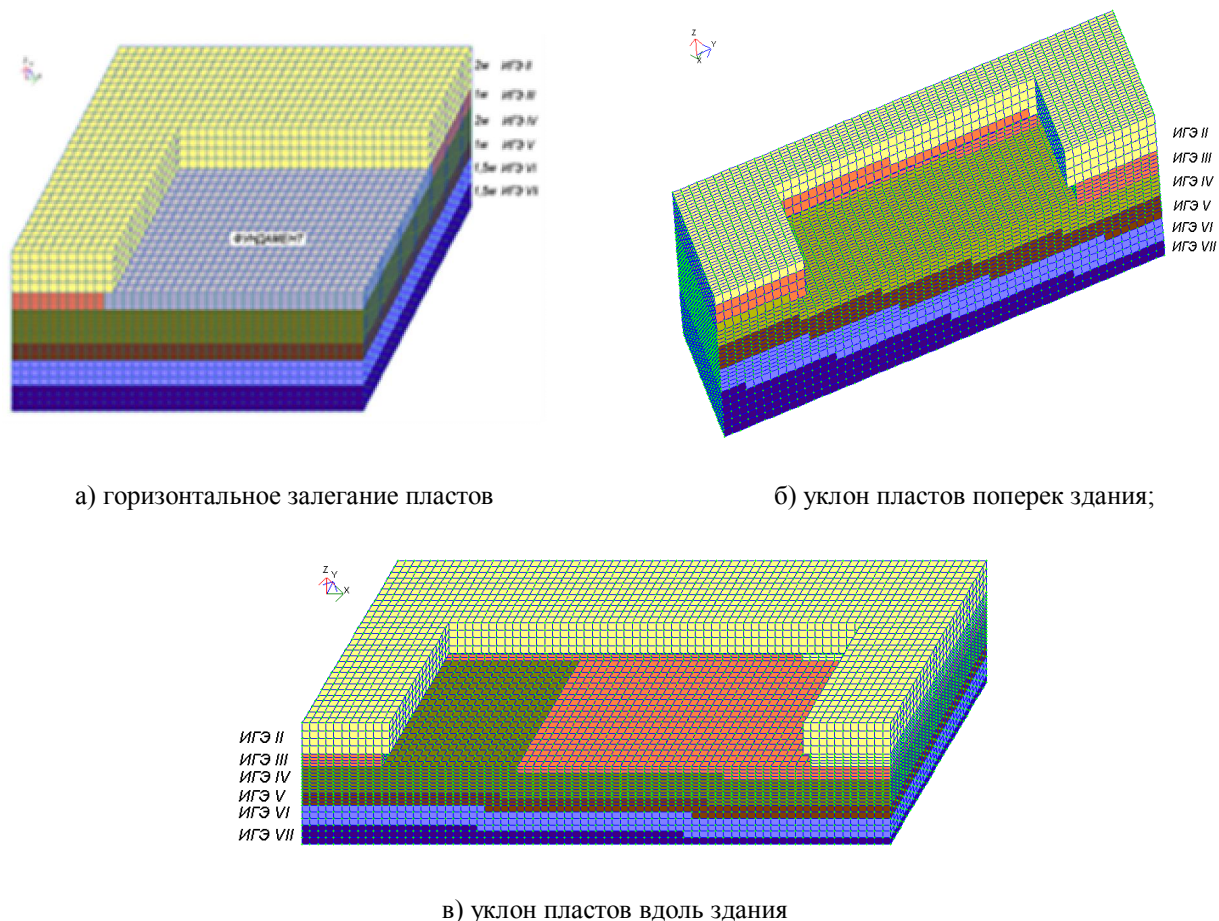


Рисунок 3 – Варианты грунтового основания

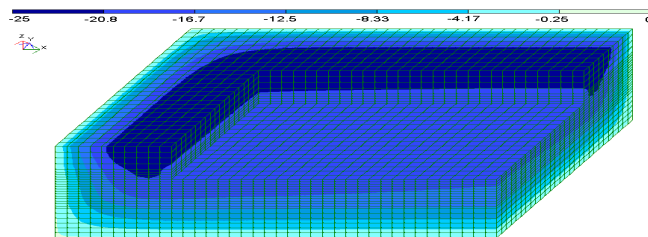
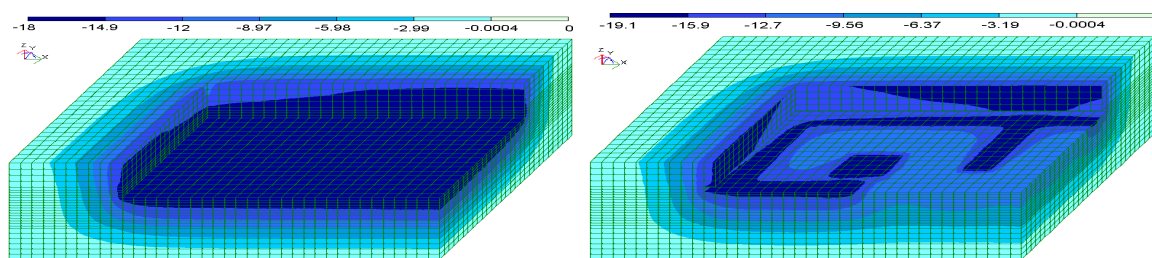


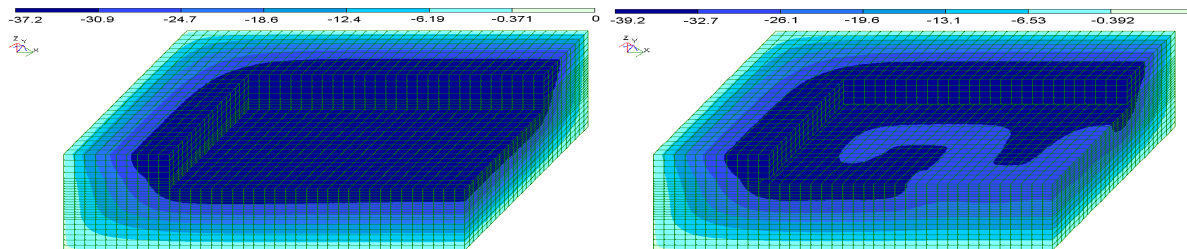
Рисунок 4 – Изополя перемещений по Z от собственного веса грунта для варианта 1, мм



а) плитный фундамент;

б) ленточный фундамент

Рисунок 5 – Изополя перемещений по Z от веса здания для варианта 1, мм:



а) плитный фундамент

б) ленточный фундамент

Рисунок 6 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 1, мм:

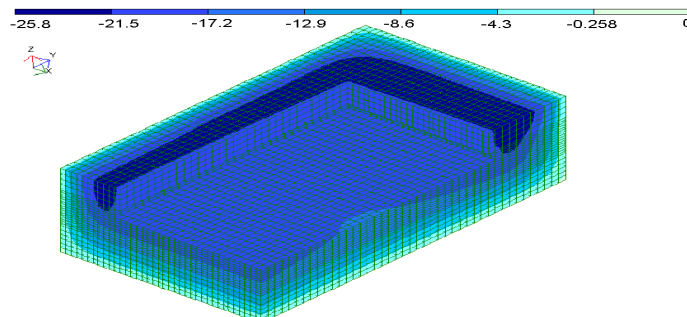


Рисунок 7 – Изополя перемещений по Z от собственного веса грунта для варианта 2, мм

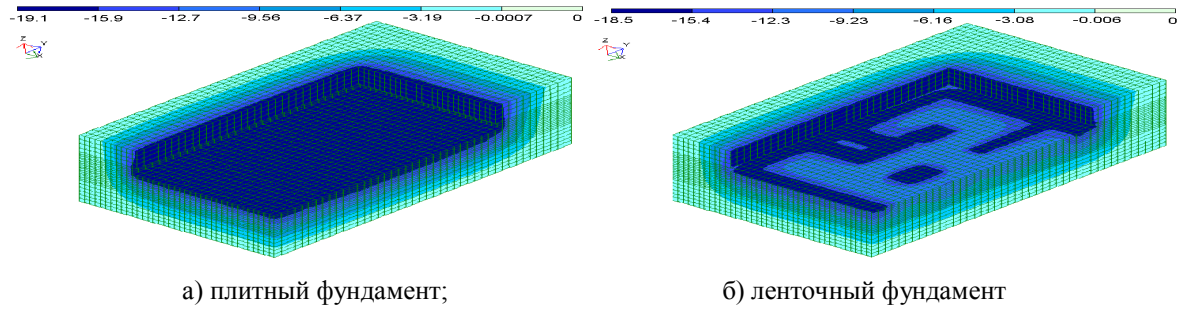


Рисунок 8 – Изополя перемещений по Z от веса здания для варианта 2, мм:

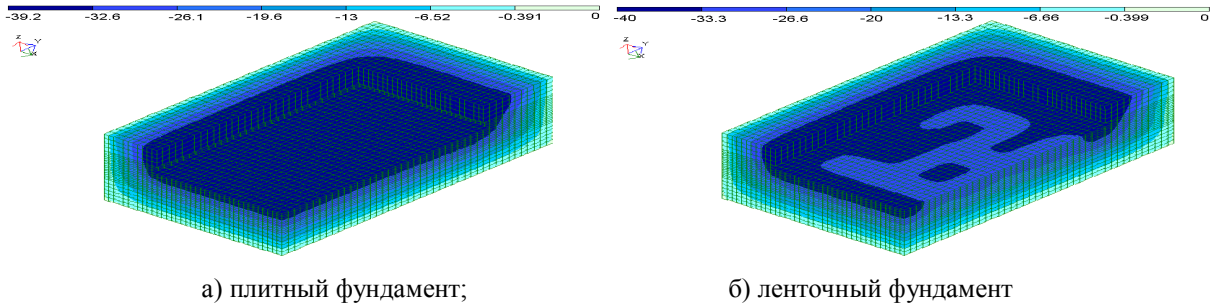


Рисунок 9 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 2, мм:

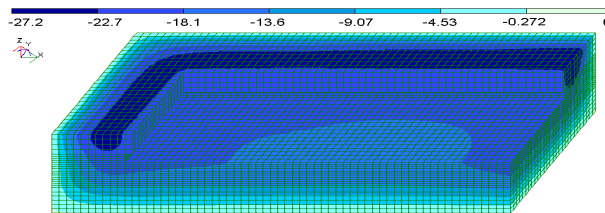


Рисунок 10 – Изополя перемещений по Z от собственного веса грунта для варианта 3, мм

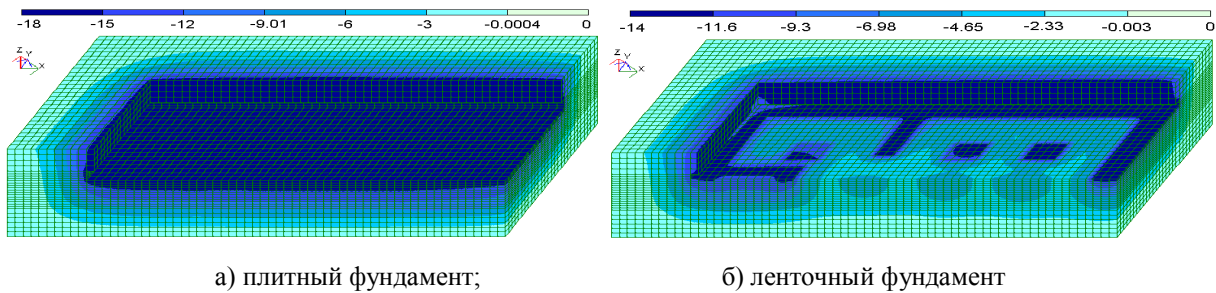


Рисунок 11 – Изополя перемещений по Z от веса здания для варианта 3, мм:

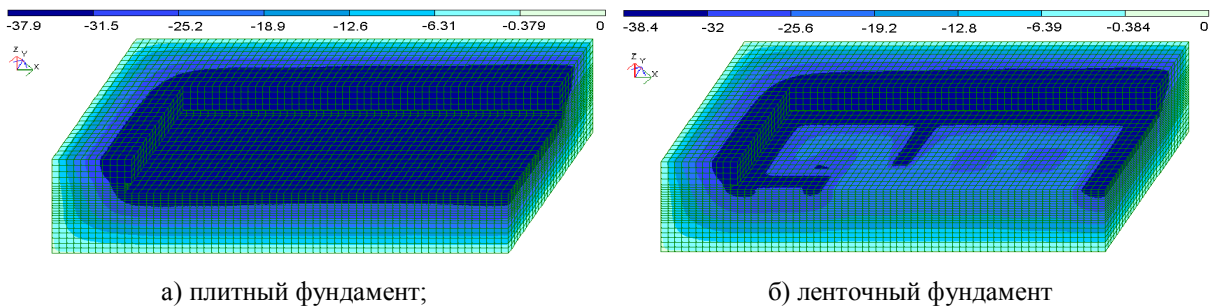


Рисунок 12 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 3, мм:

По результатам расчетов вариантов грунтового основания в естественном состоянии при различных фундаментах можно сказать следующее. Осадка грунтовой толщи при малых углах уклона пластов практически не меняется, с увеличением уклона пластов осадка незначительно увеличивается в сторону уклона. Для здания с плитным фундаментом осадка грунтовой толщи равномерная, по величине зависящая от уклона пластов, для ленточных фундаментов четко выражены локальные зоны осадки грунтовой толщи.

Для исследования просадки грунтовой толщи при замачивании грунтовыми водами с различными уклонами пластов и различными фундаментами здания рассматривались следующие варианты:

- 4) горизонтальное простирание слоев (см. рис. 3, а);
- 5) угол наклона пластов к горизонту 4^0 поперек здания (см. рис. 3, б);
- 6) угол наклона пластов к горизонту $1,5^0$ вдоль здания (см. рис. 3, в);

Уровень поверхности грунтовых вод принят в уровне обреза фундаментов, т.е. 2,5м от поверхности земли.

Для данных вариантов определялись вертикальные перемещения поверхности грунтового основания от собственного веса водонасыщенного грунта на уровне подошвы фундаментов и общие перемещения от собственного веса грунта и веса здания.

Результаты расчетов грунтового основания в водонасыщенном состоянии по четвертому варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 13, 14.

Результаты расчетов грунтового основания в водонасыщенном состоянии по пятому варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 15, 16.

Результаты расчетов грунтового основания в водонасыщенном состоянии по шестому варианту при различных фундаментах здания приведены на рисунках 17, 18.

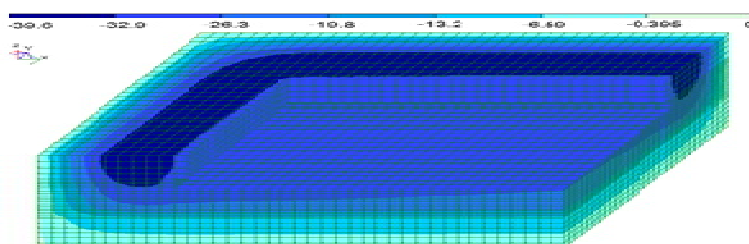
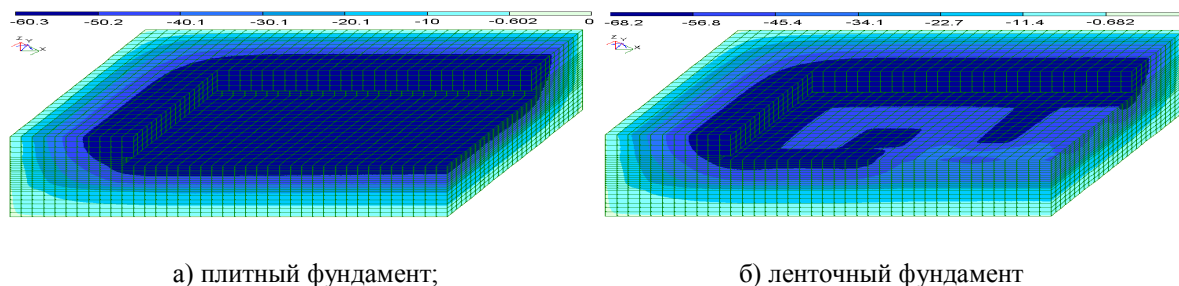


Рисунок 13 – Изополя перемещений по Z от собственного веса водонасыщенного грунта для варианта 4, мм



а) плитный фундамент;

б) ленточный фундамент

Рисунок 14 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 4, мм:

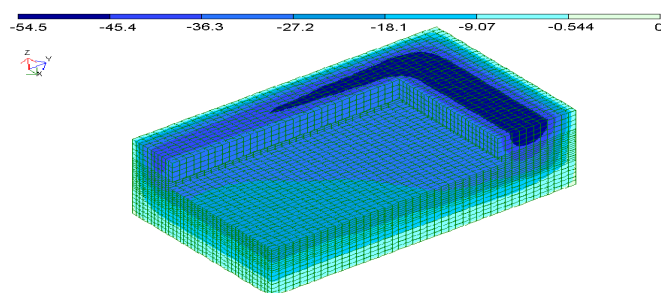
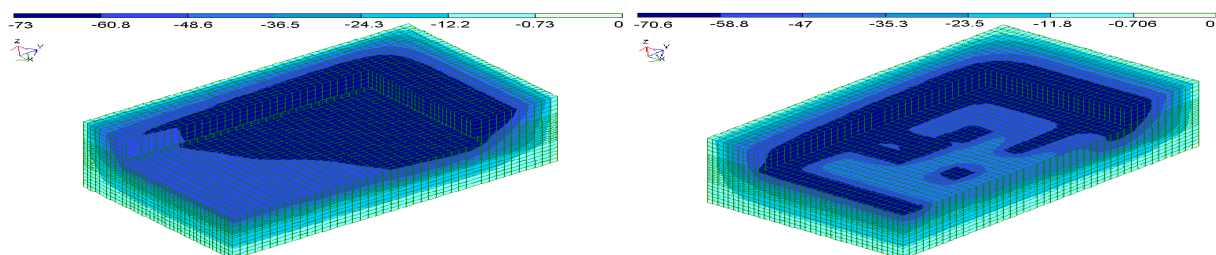


Рисунок 15 – Изополя перемещений по Z от собственного веса водонасыщенного грунта для варианта 5, мм



а) плитный фундамент;

б) ленточный фундамент

Рисунок 16 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 5, мм:

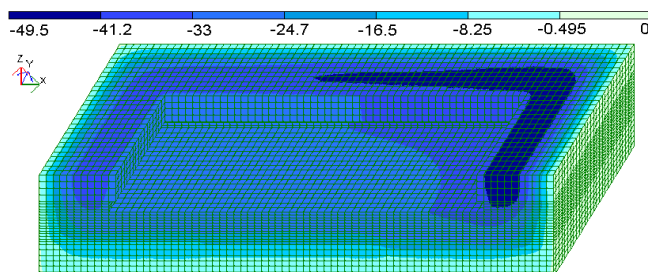
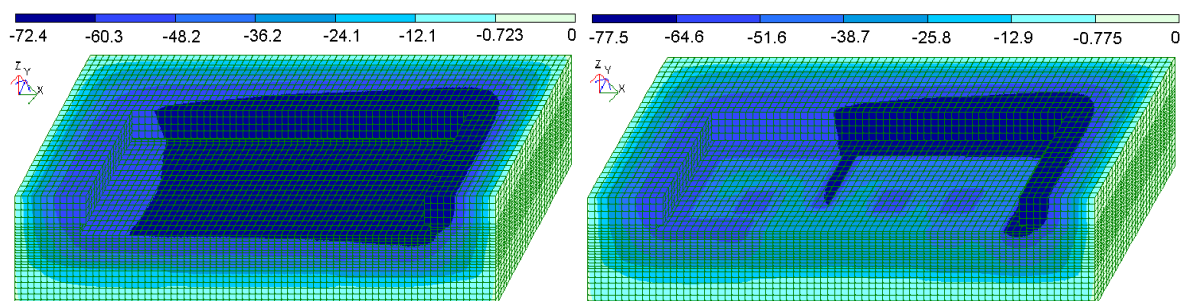


Рисунок 17 – Изополя перемещений по Z от собственного веса водонасыщенного грунта для варианта 6, мм



а) плитный фундамент;

б) ленточный фундамент

Рисунок 18 – Изополя суммарных перемещений по Z для варианта 6, мм:

Таблица 1 – Максимальные перемещения грунтовой толщи под фундаментом, мм

Вариант грунтовой толщи	Вид нагрузки	Плитный фундамент		Ленточный фундамент	
		Грунт в естественном состоянии	Водонасыщенный грунт	Грунт в естественном состоянии	Водонасыщенный грунт
Горизонтальное залегание пластов	Собственный вес грунта	20,6	31,3	20,6	31,3
	Суммарная нагрузка	36,3	59,5	37,2	68,2
Уклон пластов к горизонту 4° поперек здания	Собственный вес грунта	21,3	34	21,3	34
	Суммарная нагрузка	38,5	66,3	39,9	70,6
Уклон пластов к горизонту 1,5° вдоль здания	Собственный вес грунта	21,1	38	21,1	38
	Суммарная нагрузка	36,9	71,3	38,3	77,6

Проанализируем полученные результаты просадки поверхности водонасыщенного грунта от собственного веса по рисункам 13, 15, 17. С увеличением уклона пластов наблюдается увеличение просадки, причем ощутимо заметна ее неравномерность по уклону.

Общая просадка грунтовой толщи по рисункам 14, 16, 18 больше при ленточном фундаменте для горизонтальных пластов и пластов с малым уклоном, при этом для вариантов с наибольшим уклоном пластов величина просадки меньше для ленточного фундамента, по сравнению с плитным.

Результаты расчетов для всех вариантов приведены в таблице 1

Выводы. 1. Осадка грунтовой толщи в естественном состоянии при малых уклонах пластов (до 2°) почти одинаковая, разница для плитного фундамента составляет 1,7%, для ленточного фундамента разница составляет 3%. С увеличением уклона пластов (более 3,5°) осадка увеличивается.

Для здания с плитным фундаментом при уклоне пластов 4° осадка более равномерная, разница с горизонтальным залеганием пластов составляет 6%, тогда как для здания с ленточным фундаментом наблюдается неравномерная осадка, увеличивающаяся в сторону уклона, разница с горизонтальным залеганием пластов составляет 7,3%.

2. При водонасыщении грунтов просадка поверхности грунтовой толщи от собственного веса значительно увеличивается. Для горизонтально расположенных пластов просадка увеличивается на 52% по сравнению с осадкой грунтов в естественном состоянии, для уклона пластов 1,5° – на 80%, для уклона пластов 4° – на 60%. Невозможно проследить зависимость просадки от уклона залегания пластов

ввиду того, что при водонасыщении изменение характеристик грунтовых слоев для каждого из них различно. Можно только заключить, что с увеличением ук-

лона наблюдается неравномерная просадка, увеличивающаяся в сторону уклона для любого типа фундаментов.

3. Осадка грунтовой толщи в естественном состоянии для здания с плитным фундаментом незначительно меньше осадки при ленточном фундаменте - до 4% для всех вариантов грунтового основания. То же прослеживается и при водонасыщении грунтов – общая просадка грунтовой тол-

щи для здания с плитным фундаментом меньше на 14% по сравнению с ленточным фундаментом.

4. При выборе типа фундамента рекомендуется выполнять вариантное проектирование, при котором помимо определения осадки (просадки) грунтовой толщи необходимо учитывать и стоимостные показатели принимаемого фундамента.

Библіографічний список

1. ДБН В.1.1-5-2000. Будинки і споруди на підроблюваних територіях і просідаючих ґрунтах. Ч.1. Будинки і споруди на підроблюваних територіях.
2. ДБН В.2.1-10-2009. Основи та фундаменти споруд. Основні положення проектування.
3. Улицкий В.М. Гид по геотехнике (путеводитель по основаниям, фундаментам и подземным сооружениям). / ПИ «Геореконструкция»/Улицкий В.М., Шашкин А.Г., Шашкин К.Г. – СПб. 2010. – 208 с.
4. ДБН В.1.2-2-2006. Навантаження і впливи. Норми проектування.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.

Статья поступила в редакцию 27.06.2013.

Асп.Абед С.Ф. (ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ДОСЛІДЖЕННЯ ОСАДУ ОБВОДНЕНИХ ТОВЩІ ҐРУНТУ ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ТИПУ ФУНДАМЕНТА МЕТОДУ СКІНІЧНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

У роботі наведені результати математичні моделюванні осадки ґрунтової товщі при замо-чуванні в залежності від кута нахилу пластів для різних типів фундаментів.

Ключові слова: ґрунт, фундамент, осідань, моделюванні, обводненої.

Abed S.F. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

RESEARCH PRECIPITATION FLOODED THICKNESS OF SOILS IN DEPENDENCE ON THE TYPE OF FOUNDATION BY FINITE ELEMENT METHOD

The paper presents the results of mathematical modeling of precipitation soils by soaking, depending on the angle of recovery for different types of foundations.

Keywords: soil, foundation, subsidence, modeling, flooded.

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.
РАДИОТЕХНИКА**

д.т.н. Заблудський М.М.,
к.т.н. Ямкова М.А.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна, Fosse2006@mail.ru),
Шадрін С.В.
(ТОВ «Нафтапромторг», м. Алчевськ, Україна)

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ РОЗМІРНОЇ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОЇ ОБРОБКИ ВВЕДЕННЯМ КОРЕГУЮЧОГО МАГНІТНОГО ПОЛЯ

Запропоновано створювати при електрохімічній обробці дефектного стрижня в роторі асинхронного двигуна корегуюче магнітне поле для підвищення точності видалення стрижня. Розглянуто особливості процесу при круглих, еліптичних і прямокутних пазах в роторі.

Ключові слова: електрохімічна обробка, пази в роторі, напруженість магнітного поля, густина струму.

Постановка проблеми і її зв'язок з науковими і технічними завданнями.

Як відомо, асинхронні двигуни з короткозамкненим ротором найбільш поширені у промисловості і в побутовій техніці завдяки своїм перевагам, основними з яких є простота конструкції і надійність. Та, на жаль, і у цих двигунів можуть бути дефекти, що виникають під час їх виготовлення і експлуатації.

Серед цих дефектів найбільш часто зустрічаються пошкодження ротору, тобто ослаблення стрижнів у пазах, порушення контакту в місцях припайки стрижня до короткозамикаючих кілець, виникнення тріщин і обривів стрижнів. Ці обриви можуть призвести до затягування часу пуску, а при тяжких умовах запуску двигун або не розв'є потрібної швидкості, або, при обриві зразу кількох стрижнів, взагалі не запуститься. До того ж порушення симетрії магнітних потоків викликає підвищення вібрації і шуму.

Для виявлення таких дефектів існують різні методи (вимірювання магнітного потоку розсіювання, безпосереднє вимірювання активного опору стрижнів, магнітна порошкова дефектоскопія тощо), які досить широко освітлені у літературі і застосовуються на практиці [1]. Після визначення дефектного стрижня його потрібно видалити. Звичайно для цього пропонується висвердлювати стрижень свердлами з подовженим хвостом.

Але на практиці такий спосіб не можна признати зручним, бо зі збільшенням довжини свердла збільшуються і погрішності обробки. До того ж пази в роторі, а отже і стрижні, можуть мати різні конфігурації (рис.1), при яких їх доволі складно видалити фрезеруванням. Теоретично для видалення довгого і тонкого стрижня складної форми можна застосувати кілька способів: виплавлення алюмінія з пазів при нагріванні до температури 700 °C і хімічне витравлення лужним розчином.

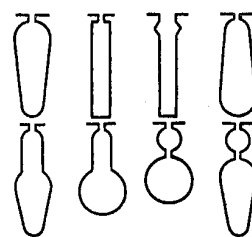


Рисунок 1 - Форми пазів у роторі асинхронних двигунів

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) [2]. Сутність способу полягає в отриманні на місці стрижня отвору, який повторює за формою і розмірами сам паз. Форма паза при цьому не має значення.

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.

Електрохімічна обробка здійснюється завдяки струму, що протікає у силовому колі електротехнічного комплексу для електрохімічної обробки. При протіканні цього струму створюється магнітне поле, перпендикулярне до струму, а наявність електричного і магнітного полів викликає виникнення складової швидкості електроліту, що направлена назовні пазу (рис.2). При цьому знижується точність електрохімічної обробки і починає руйнуватися бокова поверхня пакету, в якому встановлено стрижень, що не можна признати задовільним.

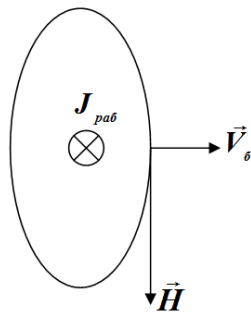


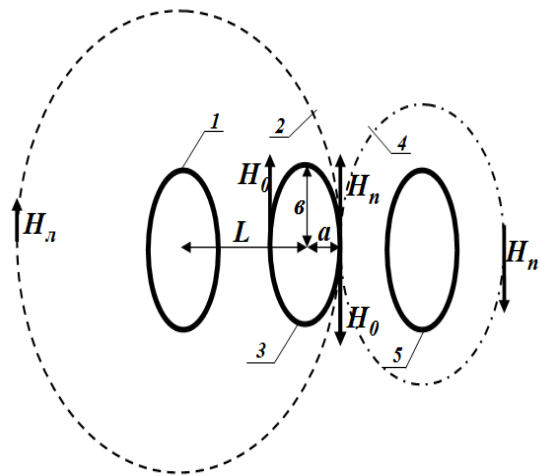
Рисунок 2 – Напрямок бокової швидкості електроліту

Для підвищення точності розмірної електрохімічної обробки потрібно зменшувати бокову швидкість електроліту.

Аналіз досліджень і публікацій.

У існуючій літературі [3] або зовсім не приділяється увага боковій швидкості електроліту, або запропоновано ввести в міжелектродний проміжок додаткове джерело ЕРС для створення додаткового струму, направлено поперек проміжку. При цьому магнітне поле також змінює свій напрям, і міжелектродний проміжок стає фактично магнітогідродинамічним насосом. На жаль, при існуючих величинах міжелектродного проміжку можливість введення в нього додаткового джерела ЕРС виглядає сумнівною.

Але якщо повністю усунути бокову швидкість проблематично, можна зменшити її. Нами для цього запропоновано ввести у сусідні з оброблюваним стрижнем додатковий струм, направлений так само, як і робочий. Тоді ці струми будуть створювати магнітні поля, напруженості яких зможуть компенсувати напруженість, створену в оброблюваному стрижні (рис.3). Можна так розрахувати значення цих компенсаційних струмів, що бокова швидкість електроліту змінить свій напрям, і при обробці не буде руйнуватися пакет, тобто підвищиться точність обробки.



1 – лівий стрижень; 2 – магнітна силова лінія поля, створеного протікаючим по лівому стрижню струмом; 3 – оброблюваний стрижень; 4 – магнітна силова лінія поля, створеного протікаючим по правому стрижню струмом; 5 – правий стрижень;

H_d - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по лівому стрижню струмом;

H_n - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по правому стрижню струмом;

H_o - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по оброблюваному стрижню струмом

Рисунок 3 – Створення компенсаційного магнітного поля

Постановка задачі.

Для підвищення точності розмірної електрохімічної обробки треба розрахувати значення компенсаційних струмів, що вводяться в сусідні з оброблюваним стрижні при різних формах пазів у роторі.

Основні результати досліджень.

Найчастіше в роторі асинхронних двигунів зустрічаються пази круглі, овальні і прямокутні пази, а також пази з конфігурацією, яка є комбінацією цих форм. Розглянемо вплив корегуючого магнітного поля на поле, що створюється при протіканні робочого струму в оброблюваному стрижні.

Зупинимося спочатку на випадку **круглих пазів**, який є найпростішим з точки зору теоретичного вивчення.

Як відомо, напруженість магнітного поля у провіднику визначається наступним чином [4]:

$$H_o = \frac{J_o \cdot R}{2}, \quad (1)$$

де H_o - напруженість магнітного поля, що створюється робочим електричним струмом у оброблюваному стрижні;

J_o - густина робочого струму;

R - радіус стрижня в роторі.

Густина робочого струму при електрохімічній обробці залежить від багатьох електричних, геометричних і гідравлічних факторів (напруги, розміру електродів, між електродного проміжку, режиму течії електроліту, його концентрації тощо). За нашими дослідженнями

$$j_o = DgradC + \frac{DmF\vec{E}}{RT}C,$$

де C - концентрація електроліту, \vec{v} - швидкість електроліту, D - коефіцієнт дифузії, m - валентність іонів електроліту, R - газова постійна, T - температура електроліту по Кельвіну, F - постійна Фарадея, \vec{E} - напруженість електричного поля у міжелектродному проміжку.

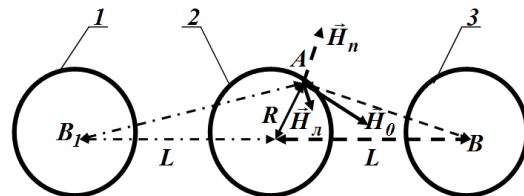
Зовні провідника напруженість магнітного поля визначається наступним чином

$$H_L = \frac{J_o \cdot R^2}{2 \cdot r_L}; \quad H_n = \frac{J_o \cdot R^2}{2 \cdot r_n}, \quad (2)$$

де H_L - напруженість магнітного поля, яке створене струмом у лівому пази; r_L -

відстань від осі лівого провідника до заданої точки, H_n - напруженість магнітного поля, яке створене струмом у правому пази; r_n - відстань від осі правого провідника до заданої точки

Для визначення сумарної напруженості магнітного поля у заданій точці треба, користуючись принципом суперпозиції, визначити значення напруженостей, які створюються робочим струмом у оброблюваному стрижні і двома компенсаційними струмами у сусідніх стрижнях. При цьому необхідно враховувати що вектор напруженості іде під прямим кутом до радіус-вектора, який з'єднує вісь провідника і задану точку (рис.4).



1 - лівий стрижень; 2 - оброблюваний стрижень; 3 - правий стрижень; H_L - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по лівому стрижню струмом; H_n - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по правому стрижню струмом; H_o - напруженість магнітного поля, створеного протікаючим по оброблюваному стрижню струмом

Рисунок 4 – Напруженості магнітних полів, створених струмами у трьох стрижнях

Розглянемо розподіл напруженостей на кордоні між стрижнем і пакетом, тобто на окружності радіусу R . Треба врахувати, що відстані від осей лівого і правого стрижнів до точки будуть змінюватися в залежності від її координати. Будемо використовувати полярні координати R, φ .

Введемо позначення, зміст яких зрозумілий з рис.5.

Знайдемо значення напруженостей, що створюються 3 струмами, і кути між їх напрямками. Для цього треба визначити r_L і

r_n - відстані від осей лівого і правого стрижня до точки, що знаходиться на оброблюваному стрижні:

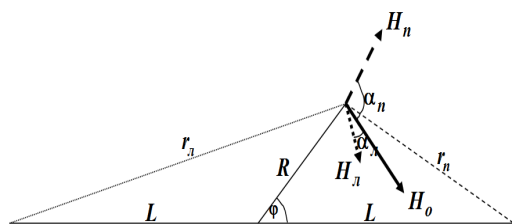


Рисунок 5 – Напрямы напруженостей

$$r_n = \sqrt{R^2 + L^2 - 2RL \cos \varphi},$$

$$r_l = \sqrt{R^2 + L^2 + 2RL \cos \varphi},$$

де R - радіус стрижня, L - відстань між осями стрижнів.

Кути між напруженостями знаходяться так:

$$\alpha_n = \arccos \frac{R^2 + r_n^2 - L^2}{2Rr_n},$$

$$\alpha_l = \arccos \frac{R^2 + r_l^2 - L^2}{2Rr_l}.$$

Після визначення напруженостей за виразами (1) і (2) знайдемо корегуючу напруженість H_k , створену струмами у лівому і правому стрижнях, і кут α_k між нею і H_n (рис.6):

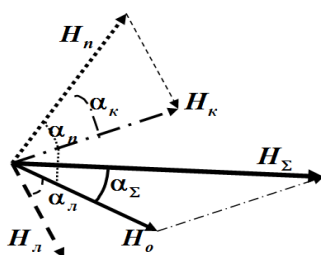


Рисунок 6 – Вектори напруженостей і кути між ними

$$H_k = \sqrt{H_n^2 + H_l^2 + 2H_n H_l \cos(\alpha_n + \alpha_l)},$$

$$\alpha_k = \arccos \frac{H_n^2 + H_k^2 - H_l^2}{2H_n H_k}.$$

Визначимо загальну напруженість H_Σ і кут α_Σ між нею і напруженістю, створеною робочим струмом:

$$H_\Sigma = \sqrt{H_o^2 + H_k^2 + 2H_o H_k \cos(\alpha_n - \alpha_k)}$$

$$\alpha_\Sigma = \arccos \frac{H_o^2 + H_\Sigma^2 - H_k^2}{2H_o H_\Sigma}.$$

За цими виразами був визначений розподіл загальної напруженості (у відносних одиницях) і кута α_Σ між нею і напруженістю, створеною робочим струмом по висоті паза (теж у відносних одиницях).

Для підвищення точності електрохімічної обробки необхідно, щоби бокова швидкість була направлена всередину паза, а для цього загальна напруженість повинна бути направлена протилежно тій напруженості, що створюються робочим струмом, тобто в ідеальному випадку $\alpha_\Sigma \rightarrow \pi$. При цьому значення загальної напруженості не має вирішального значення, бо вона створює бокову швидкість електролізу, направлену всередину стрижня, і точність обробки при таких умовах не знижується.

Напруженість магнітного поля залежить від густини струму. Густина робочого струму в електроліті визначається параметрами процесу електрохімічної обробки і не може перевищувати $J_{пред}$. Зрозуміло, що ця величина значно менша, ніж допустима густина струму у алюмінієвих стрижнях. Для створення компенсаційних полів треба визначити достатню густину струму у цих стрижнях, бо якщо вона буде дорівнювати густині струму в електроліті, значної компенсації отримати не вдасться, оскільки напруженість магнітного поля зовні провідника зворотно-пропорційна відстані від його осі до заданої точки (див.2). На рис. 7 і 8 наведено розподіл загальної напруженості і кута компенсації по висоті паза у відносних одиницях при цих умовах.

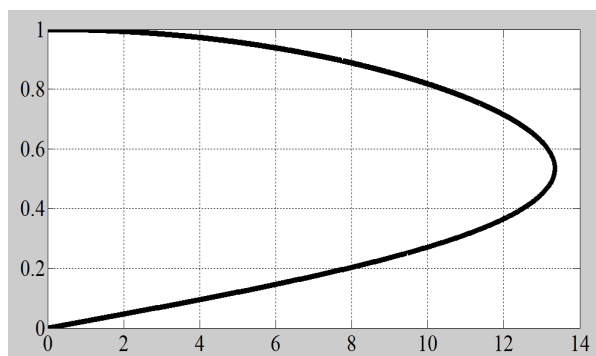


Рисунок 7 – Розподіл кутів між сумарною і основною напруженостями по висоті пазу при $J_n = J_л = J_o$

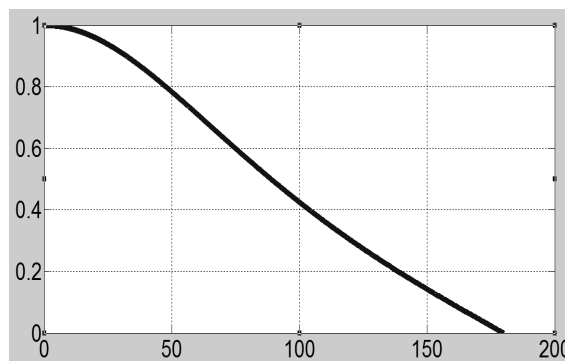


Рисунок 9 – Розподіл кутів між сумарною і основною напруженостями по висоті пазу при $J_n = J_л = 5J_o$

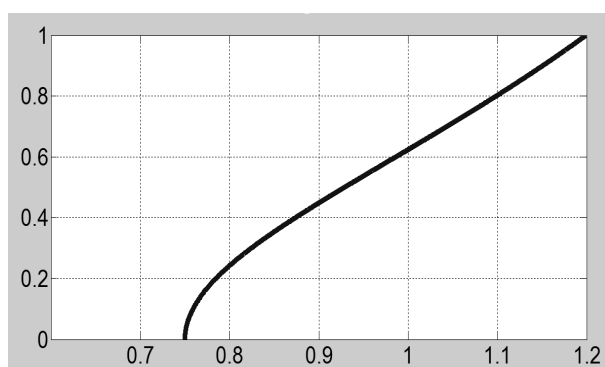


Рисунок 8 – Розподіл сумарної напруженості по висоті пазу у відносних одиницях при $J_n = J_л = J_o$

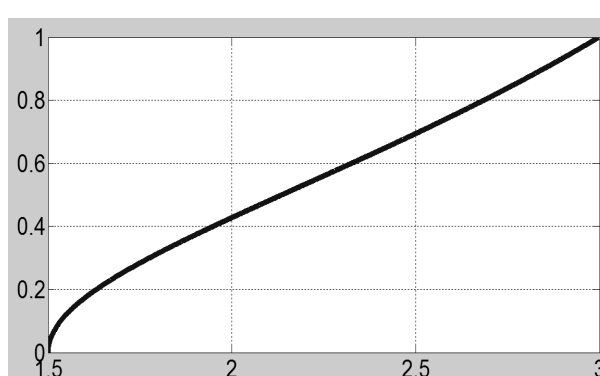


Рисунок 10 – Розподіл сумарної напруженості по висоті пазу у відносних одиницях при $J_n = J_л = 5J_o$

Як видно з цих рисунків, при компенсаційних струмах, що дорівнюють робочим, особливого ефекта добитися не вдається – напруженість магнітного поля, а отже і бокова швидкість електролізу змінює свій напрям максимум на 13 градусів, що недостатньо для підвищення точності. Значення напруженості знижується теж незначно (максимум на 25 відсотків), а у верхній частині пазу взагалі підвищується, у той час як для отримання точності необхідно або змінити напрям напруженості магнітного поля на протилежний, або, при незмінному напрямі, значно зменшити її величину.

Таким чином, для підвищення точності обробки необхідно, щоби густина корегуючого струму була більша чим густина робочого струму. На рис. 9 і 10 наведені результати при $J_n = J_л = 10J_o$.

При густині корегуючого струму $J_n = J_л = 5J_o$ вдається значно змінити напрям загальної напруженості. Модуль її при цьому збільшується, але це практично не має значення, оскільки бокова швидкість направлена всередину пазу, що підвищує точність обробки.

Розглянемо випадок **еліптичних пазів**. Принцип корекції магнітного поля аналогічний випадку круглих пазів, тобто введення струмів, що за напрямом співпадають в робочим струмом, у два сусідніх пази (див. рис. 3). Різниця полягає у розподілі магнітного поля. На рис.11 наведено еквіпотенціали і лінії струму у цьому випадку [4].

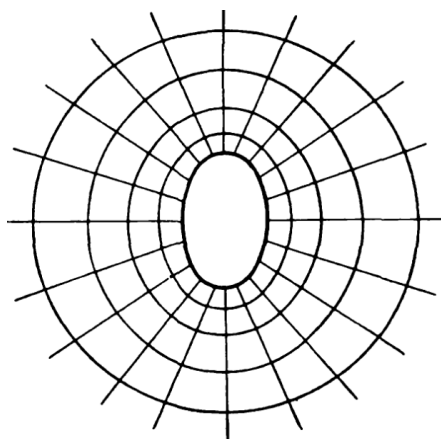


Рисунок 11 – Картина поля при еліпсоїдних пазах

Визначення напруженості можливе кількома методами: перетворенням еліптичного кордону до кругового методом конформних перетворень, використанням еліптичних функцій [4] і безпосередньо в еліптичній системі координат ξ, η [5], де ξ визначає софокусні витягнуті еліпсоїди обертання, а η - гіперболоїди обертання (рис.11).

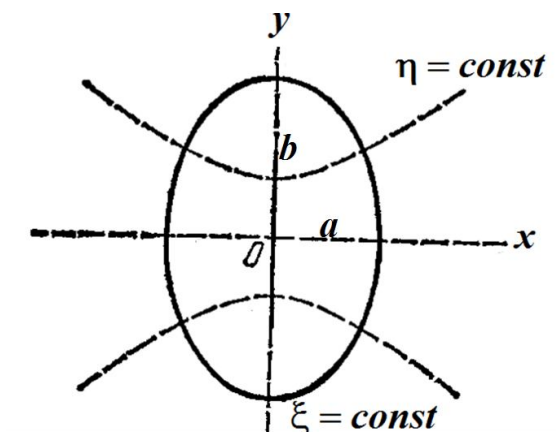


Рисунок 12 – Система координат витягнутого еліпсоїда

Як показано в [5], напруженість магнітного поля у цьому випадку визначається таким виразом:

$$H = \frac{J}{\sqrt{b^2 - a^2}} \operatorname{Arth} \sqrt{\frac{b^2 - a^2}{\xi + a^2}},$$

де b і a - велика і мала полуосі еліпсоїда відповідно, J - густина струму. Напрями напруженостей у цьому випадку представлені на рис.3, а розрахунок загальної напруженості і куту корекції аналогічний випадку круглих пазів, за винятком визначення напруженостей магнітних полів, що створюються робочим і компенсаційними струмами. Для знаходження цих значень потрібно перейти від системи координат витягнутого еліпсоїда до декартової системи. Як вказано у [5]:

$$\xi = \left(\frac{r_1 + r_2}{2} \right)^2 - a^2,$$

$$r_1^2 = x^2 + \left(y - \sqrt{b^2 - a^2} \right)^2,$$

$$r_2^2 = x^2 + \left(y + \sqrt{b^2 - a^2} \right)^2.$$

Результати розрахунків показали, що як і у попередньому випадку, густина корегуючого струму повинна бути вище густини робочого струму, бо інакше не вдається значно зменшити напруженість магнітного поля, створену робочим струмом. А при $J_n = J_{\text{л}} = 5J_o$ вдається досягнути бажаного результату (рис.13 і 14).

У верхній частині пазу напрям напруженості, а, отже, і бокової швидкості змінюється найменше, оскільки відстані від додаткових струмів до верхівки пазу однакові і напруженості, що створюються цими струмами, компенсують одна одну.

У середніх же частинах пазу відстані між осями сусідніх пазів і поверхнею оброблюваного пазу будуть різними, значить, різними будуть і напруженості, що створені струмами у лівому і правому стрижнях у заданій точці. У верхній третині пазу напрям напруженості змінюється від 0 до 60°, а в інших двох третинах кут між швидкою напруженості і напруженістю, створеною робочим струмом сягає від 60° до 180°. Модуль напруженості при цьому зростає, але це не має великого значення, оскільки бокова швидкість електроліту буде направлена всередину пазу, тобто точність обробки буде підвищуватися.

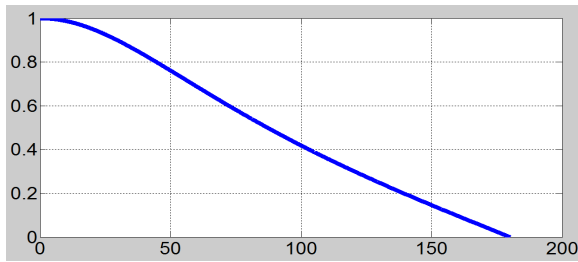


Рисунок 13 – Розподіл кутів між сумарною і основною напруженостями по висоті пазу при $J_n = J_d = 5J_o$

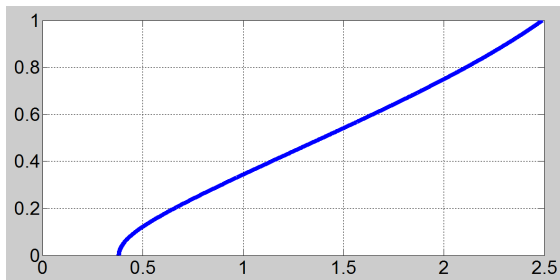


Рисунок 14 – Розподіл сумарної напруженості по висоті пазу у відносних одиницях при $J_n = J_d = 5J_o$

Розглянемо також випадок **прямокутних пазів**. Поле прямокутного провідника можна розрахувати кількома методами: методом Роговського, методом Рота, використовуючи конформне перетворення до безкінечної прямої лінії або одиничної окружності, а також визначивши векторний магнітний потенціал. Найбільш зручним нам здається знаходження складових напруженості через векторний магнітний потенціал [4]. Картина поля при цьому наведена на рис. 15.

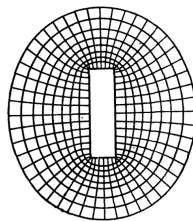


Рисунок 15 – Картина поля навколо прямокутного провідника

Для визначення складових напруженості застосовуються такі вирази:

$$H_x = \frac{I}{8\pi ab} \left[\begin{aligned} &(y+b)(\Theta_1 - \Theta_2) - \\ &-(y-b)(\Theta_4 - \Theta_3) + \\ &(x+a)\ln \frac{r_2}{r_3} - (x-a)\ln \frac{r_1}{r_4} \end{aligned} \right],$$

$$H_y = -\frac{I}{8\pi ab} \left[\begin{aligned} &(x+a)(\Theta_2 - \Theta_3) - \\ &-(x-a)(\Theta_1 - \Theta_4) + \\ &+(y+b)\ln \frac{r_2}{r_1} - (y-b)\ln \frac{r_3}{r_4} \end{aligned} \right]$$

Позначення у виразах зрозумілі з рис. 16.

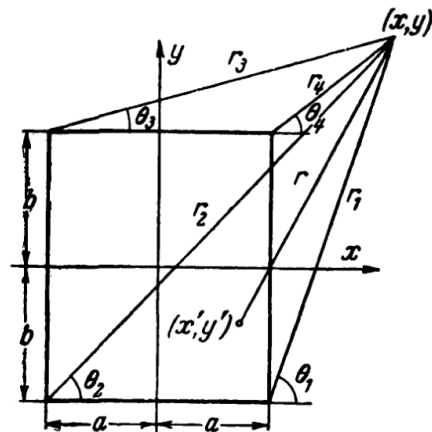


Рисунок 16 – До визначення складових напруженості магнітного поля

Принцип розрахунку такий же, як у попередніх випадках: у заданій точці знаходилися складові напруженості магнітних полів, що створюються робочим струмом у оброблюваному стрижні і двома рівним компенсаційним струмами у сусідніх стрижнях. Тільки у цьому випадку немає сенсу визначати кути між загальною і робочою напруженостями, оскільки нас цікавить на бокових гранях поперечна складова напруженості, яка створить бокову швидкість, направлену назовні пазу, а на верхній і нижній сторонах – повздовжня складова напруженості, яка теж буде створювати бокову швидкість, направлену назовні пазу. Для підвищення точності обробки треба змінити напрям загальної напруженості відносно робочої.

Як показують розрахунки, і в цьому випадку компенсаційні струми повинні перевищувати робочий струм в оброблюваному стрижні. Тоді вдається отримати бажані результати (рис. 17).

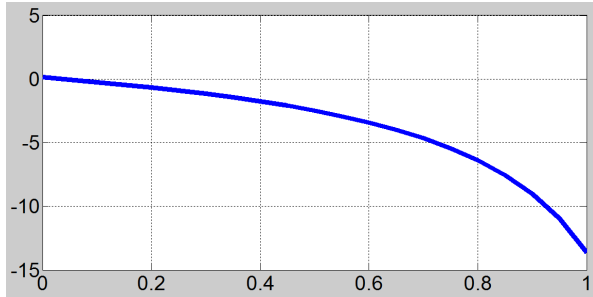


Рисунок 17 – Залежність у відносних одиницях поздовжньої напруженості від координати при компенсаційному току, що дорівнює 5 робочим.

Як видно, вже при струмі, який у 5 разів перевищує робочий струм електрохімічної обробки, вдається на 97% пазу змінити напрям загальної напруженості на протилежний. При цьому бокова швидкість електролізу направлена всередину пазу і точність електрохімічної обробки підвищується.

Бібліографічний список

1. Видеман Е. Конструкции электрических машин / Е. Видеман, В. Келленберер. – М.: Энергия
2. 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.
3. Орлов В.Ф. Электрохимическое формообразование / В.Ф. Орлов, Б.И. Чугунов. – М.: Машиностроение, 1990.
4. Бинс К. Анализ и расчет электрических и магнитных полей / К. Бинс, П. Лауренсон. – М.: Энергия, 1970.
5. Ландау Л.Д. Электродинамика сплошных сред / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. – М.: Наука, 1982.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луциком В.Д.

Стаття надійшла до редакції 25.06.13.

д.т.н. Заблодский Н.Н., к.т.н. Ямковая М.А., Шадрин С.В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)
**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ РАЗМЕРНОЙ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ
 ВВЕДЕНИЕМ КОРРЕКТИРУЮЩЕГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ**

Предложено создавать при электрохимической обработке дефектного стержня в роторе асинхронного двигателя корректирующее магнитное поле для повышения точности удаления

Висновки.

При русі електролізу в міжелектродному проміжку виникає додаткова бокова швидкість $\vec{v} = \vec{J} \times \vec{B}$ через наявність магнітного поля, створюваного робочим струмом. У міжелектродному проміжку ця складова швидкості завжди направлена назовні, що призводить до непотрібного роз'їдання металу і виникнення бокового зазору, що, зрозуміло, знижує точність електрохімічної обробки.

Запропоновано для підвищення точності електрохімічної обробки створювати корегуюче магнітне поле. При цьому вдається змінити напрям напруженості у порівнянні з напруженістю, що створюється при протіканні робочого струму по оброблюваному стрижню.

Для створення корегуючого магнітного поля треба у сусідні з оброблюваним стрижні вводити струм, направлений так, як і робочий струм. Для поліпшення ефекту корегуючий струм повинен перевищувати робочий.

Найкращі результати можна отримати при прямокутній формі пазів.

стержня. Рассмотрены особенности процесса при круглых, эллиптических и прямоугольных пазах.

Ключевые слова: электрохимическая обработка, пазы в роторе, напряженность магнитного поля, плотность тока.

Zablodskiy N.N., Yamkovaya M.A., Shadrin S.V. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

**IMPROVING THE ACCURACY OF THE DIMENSIONAL ELECTROCHEMICAL
MACHINING INTRODUCTION OF CORRECTIVE MAGNETIC FIELD**

Suggested to create an electrochemical processing defective rod in the rotor induction motor corrective magnetic field to increase the accuracy of removal of the rod. Considered are the peculiarities of the process under round, elliptical and rectangular slots.

Key words: electrochemical treatment, grooves in the rotor, magnetic field strength, current density.

д.т.н. Заблодский Н.Н.,
к.т.н. Плюгин В.Е.,
Грицюк В.Ю.,
Кулдыркаев И.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЗАИМОСВЯЗАННЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И МЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В МАССИВЕ РОТОРА ШНЕКОВОГО ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Рассмотрена конечно-элементная математическая модель взаимосвязанных электромагнитных и механических процессов в массиве полого ферромагнитного ротора ПЭМП. Получены данные о распределении механических напряжений в полом ферромагнитном роторе.

Ключевые слова: *электромеханический преобразователь, массивный ротор, электромагнитное поле, механические напряжения, конечно-элементная модель.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. С появлением нового класса полифункциональных электромеханических преобразователей (ПЭМП), в которых активные подвижные части испытывают одновременно комбинированное воздействие нескольких видов нагружения, возникла острая необходимость решения задач прогнозирования и контроля изменения параметров и характеристик при напряженно-деформированном состоянии активных элементов [1]. Кроме того, учет влияния механических напряжений важен и для некоторых современных типов асинхронных двигателей приводов угледобывающих механизмов, имеющих структуру ротора, предполагающую ответвление магнитного потока через вал.

Предварительные расчеты указывают на то, что в полом ферромагнитном роторе шнекового ПЭМП могут возникать существенные внутренние механические напряжения (превышающие точность измерений) при рабочих величинах крутящего момента в сечениях, совпадающих с концами активных зон статоров двигательного и тормозного модулей. Это обстоятельство указывает на возможность проявления известного эффекта Матисси, заключающегося в создании магнитного поля в ферромагнитном цилиндре, вследствие

воздействия на него крутящего момента. В свою очередь в роторе ПЭМП будут возникать ответные деформации кручения при одновременном воздействии продольного и кругового магнитного поля, созданного протекающими вдоль ротора вихревыми токами (эффект Видемана). Другой вид механических напряжений – напряжения сжатия, возникают в роторе при больших осевых нагрузках. Наконец, механические напряжения могут возникать из-за резкого перепада температур массива ротора вдоль оси. Перечисленные внутренние напряжения будут существовать в динамических и квазиустановившихся режимах работы ПЭМП.

Точное моделирование процессов в ПЭМП требует совместного решения электромагнитной и механической задач. На сегодняшний день существует небольшое количество конечно-элементных программных комплексов [2], которые содержат указанные физические модули, и еще меньше [3], которые позволяют решать взаимосвязанные задачи магнитоупругости и магнитострикции. В работах [4, 5] представлены результаты расчета взаимосвязанной электромагнитной и механической задачи с использованием программно-вычислительного комплекса Comsol Multiphysics, показывающие весьма удов-

летворительное соответствие с данными физического эксперимента.

Необходимо отметить, что создание точных математических моделей, учитывающих взаимосвязь механических напряжений с параметрами и характеристиками электромеханического преобразователя, представляет теоретический интерес.

Постановка задачи. Задачей данной работы является создание конечно-элементной математической модели взаимосвязанных электромагнитных и механических процессов в массиве полого ферромагнитного ротора и проведение численных экспериментов по формированию массива данных для контроля и прогнозирования изменений параметров и характеристик ПЭМП.

Изложение материала и его результаты. Явление изменения намагниченности ферромагнитного тела при его деформации называется магнитоупругостью (эффектом Виллари).

Для магнитоупругого эффекта справедливо уравнение

$$B = d \cdot \sigma + \mu_0 \cdot \mu_r(\sigma) \cdot H, \quad (1)$$

где B – магнитная индукция;

d – пьезомагнитный модуль;

σ – механическое напряжение;

μ_0 – магнитная проницаемость вакуума;

μ_r – относительная магнитная проницаемость;

H – напряженность магнитного поля.

Линейное изменение размеров ферромагнитных тел при намагничивании характеризуется коэффициентом магнитоэлектричества $\lambda = \Delta l / l$. Величина λ невелика и зависит от напряженности магнитного поля. Максимальное значение λ для большинства материалов лежит в пределах от $20 \cdot 10^{-6}$ до $90 \cdot 10^{-6}$. Однако усилия, возникающие вследствие магнитоэлектричества, весьма значительны. Например, для ограниченного в деформации никелевого стержня сечением 1 см^2 , развиваемое усилие может достигать 70 кг.

Для магнитоэлектричества имеем

$$\lambda = \eta(H) \cdot \sigma + d \cdot H, \quad (2)$$

где η – величина, обратная модулю Юнга.

Для последующих преобразований параметры η и μ_r необходимо принять константами. Учитывая изменение размеров ротора в осевом направлении, получим

$$\lambda = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad (3)$$

где $\vec{u} = f(x, y, z)$ – перемещение.

Взяв вторую производную по времени в уравнениях (2) и (3) получим

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right) = \eta \frac{\partial^2 \sigma}{\partial t^2} + d \frac{\partial^2 H}{\partial t^2}. \quad (4)$$

По второму закону Ньютона получим

$$\begin{aligned} \frac{\partial \left(\frac{F}{S} \right)}{\partial x} &= \frac{\partial F}{\partial V} = \frac{\partial (m \cdot a)}{\partial V} = \\ &= \rho \cdot a = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma}{\partial x}, \end{aligned} \quad (5)$$

где m – масса;

a – ускорение;

ρ – плотность материала.

Тогда выражение (4) примет вид

$$\frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2} = \rho \eta \frac{\partial^2 \sigma}{\partial t^2} + \rho d \frac{\partial^2 H}{\partial t^2}. \quad (6)$$

Запишем уравнения Максвелла

$$\begin{cases} \vec{\nabla} \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}, \\ \vec{\nabla} \times \vec{B} = \mu \vec{J} + \mu \varepsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}, \end{cases} \quad (7)$$

где \vec{E} – напряженность электрического поля;

\vec{J} – плотность токов проводимости;

ε – диэлектрическая проницаемость;

γ – удельная электрическая проводимость.

Используя закон Ома в дифференциальной форме $J = \gamma E$, также учитывая, что $\text{div } \vec{B} = 0$, в результате математических преобразований получим систему уравнений [4]

$$\begin{cases} \nabla^2 H = \gamma d \frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{d}{\mu} (\mu \varepsilon - \rho \eta) \frac{\partial^2 \sigma}{\partial t^2} + \\ + \mu \gamma \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{(\mu^2 \varepsilon - \rho d^2)}{\mu} \frac{\partial^2 H}{\partial t^2}, \\ \frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2} = \rho \eta \frac{\partial^2 \sigma}{\partial t^2} + \rho d \frac{\partial^2 H}{\partial t^2}. \end{cases} \quad (8)$$

Для случая, когда магнитное поле изменяется по гармоническому закону, система уравнений (8) принимает вид

$$\begin{cases} \nabla^2 H = \omega^2 k_1 \sigma + \omega^2 k_2 H, \\ \frac{\partial^2 \sigma}{\partial x^2} = \omega^2 k_3 \sigma + \omega^2 k_4 H, \end{cases} \quad (9)$$

где ω – угловая частота изменения магнитного поля;

$$k_1 = \frac{\left(d(\rho \eta - \mu \varepsilon) + \frac{i \mu \gamma d}{\omega} \right)}{\mu};$$

$$k_2 = \frac{\left((\rho d^2 - \mu^2 \varepsilon) + \frac{i \mu^2 \gamma}{\omega} \right)}{\mu};$$

$$k_3 = -\rho \gamma; \quad k_4 = -\rho d.$$

Расчет выполнен в осесимметричной постановке. Моделируемая плоскость – плоскость zr . Горизонтальная ось модели является осью симметрии z системы, вертикальная ось модели совпадает с радиальной осью системы r . Такая пространственная постановка задачи практически эквивалентна трехмерной постановке, т.к. объемная модель может быть получена

поворотом осесимметричной модели вокруг оси z на 360 градусов.

Электромагнитная часть задачи решается относительно векторного магнитного потенциала. Моделируемый процесс – гармонический, квазистационарный. Шнековый ПЭМП (радиально-осевое сечение) представлен в виде нескольких прямоугольников (рисунок 1). В качестве источника продольного магнитного поля служит полый медный цилиндр 1, расположенный коаксиально по отношению к ферромагнитному ротору 2. Ток в медном цилиндре задан в качестве азимутальной компоненты плотности тока в зонах, прилегающих к торцевым участкам статоров двигателя и тормозного модулей (т.е. под участками ротора, в которых протекают вихревые токи, имеющие преимущественно тангенциальную составляющую). В качестве отдельных расчетных подобластей модели заданы также воздушные участки 3, вал 4 и магнитопроводы статоров 5.

Для создания взаимосвязанной конечно-элементной модели использовался программный комплекс Comsol Multiphysics 3.5a. Связь между физическими модулями AC/DC и Structural mechanics реализована путем добавления соответствующих математических выражений (9) в настройки выражений расчетной подобласти ротора (Subdomain expressions). Основные свойства материалов, задаваемые как исходные данные для каждой расчетной подобласти модели, приведены в таблице 1.

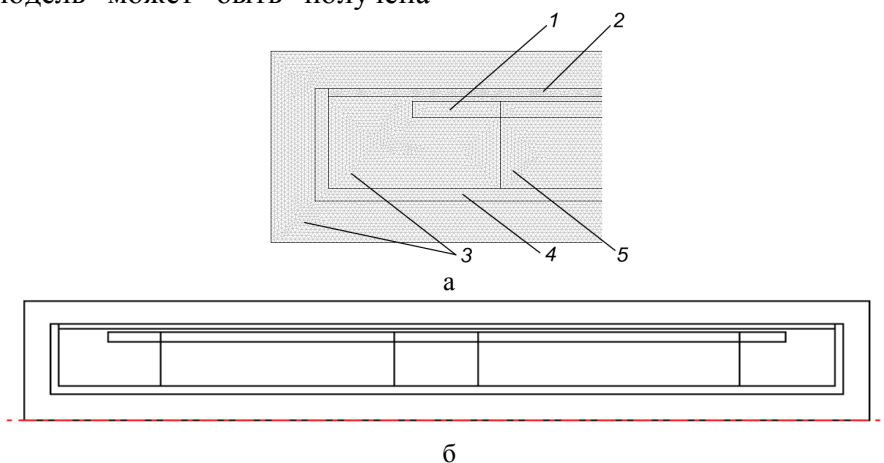


Рисунок 1 – Конечно-элементная сетка (а) и геометрия модели (б)

На рисунке 2 показана картина распределения магнитной индукции в торцевой области статора тормозного модуля шнекового ПЭМП в виде силовых линий поля. Составляющая тока медного цилиндра (лобового участка обмотки статора), протекающая перпендикулярно плоскости рассматриваемого рисунка, создает магнитное поле, силовые линии которого рас-

полагаются вдоль длины полого ферромагнитного ротора.

Распределение механических напряжений вдоль длины ферромагнитного ротора ПЭМП представлено на рисунке 3. По мере продвижения вдоль оси z величина механических напряжений равномерно снижается, и посередине длины ротора спадает практически до нуля.

Таблица 1 – Свойства материалов расчетных подобластей модели

Название расчетной подобласти	Относительная магнитная проницаемость, μ_r	Удельная электрическая проводимость, γ (См/м)
1. Медный цилиндр	1	$5,8 \cdot 10^7$
2. Ферромагнитный ротор	Кривая намагничивания Ст. 3	$0,6 \cdot 10^7$
3. Воздушная область	1	0
4. Вал	Кривая намагничивания Ст. 3	$0,6 \cdot 10^7$
5. Магнитопровод статора	Кривая намагничивания Ст. 2211	0

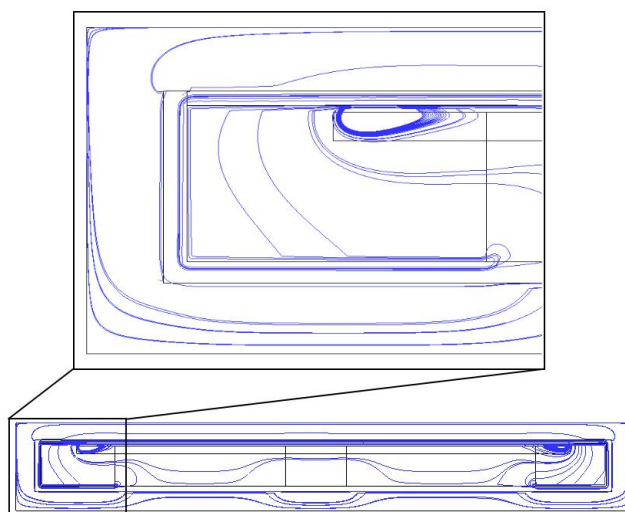


Рисунок 2 – Картина распределения магнитной индукции в торцевой области статора тормозного модуля шнекового ПЭМП в виде силовых линий поля

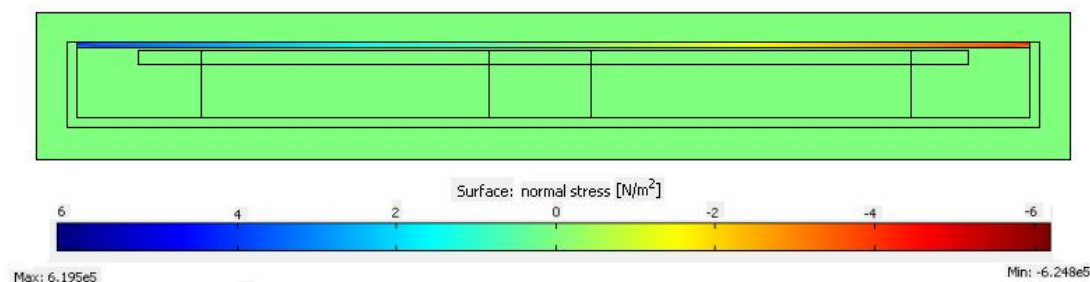


Рисунок 3 – Распределение механических напряжений вдоль длины ферромагнитного ротора

Наибольшие усилия сжатия возникают в местах соприкосновения ротора и вала (подшипниковых щитов). С ростом индукции магнитного поля величина механических напряжений в массиве ротора ПЭМП возрастает практически пропорционально.

Выводы и направление дальнейших исследований. Рассмотрена конечно-элементная математическая модель взаимосвязанных электромагнитных и механических процессов в массиве полого ферромагнитного ротора ПЭМП. Полученные с помощью конечно-элементной модели

данные о распределении механических напряжений в ферромагнитном роторе могут быть использованы при формировании массива данных для контроля и прогнозирования изменений параметров и характеристик ПЭМП.

Дальнейшие исследования должны быть направлены на подробное изучение влияния всевозможных видов механических напряжений, возникающих в полом ферромагнитном роторе, на параметры и характеристики ПЭМП, а также на повышение степени адекватности математической модели.

Библиографический список

1. Заблодский Н. Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения: монография / Н. Н. Заблодский. – Алчевск : ДонГТУ, 2008. – 340 с.
2. Математическое моделирование в нелинейной механике (обзор программных комплексов для решения задач моделирования сложных систем) [электронный ресурс] / Е. Н. Чумаченко и др. // Статьи сайта IKI.RSSI.RU – Режим доступа к источнику: <http://www.iki.rssi.ru/books/2009chumachenko.pdf>
3. Анализ и выбор программных продуктов для решения инженерных задач приборостроения [электронный ресурс] / В. А. Васильев, М. А. Калмыкова // Современная техника и технологии. – Март, 2013. – Режим доступа к источнику: <http://technology.snauka.ru/2013/03/17024>
4. Mathematical modelling and simulation of magnetostrictive materials by Comsol Multiphysics [электронный ресурс] / M. Bailoni, Y. Wei, L. Norum // Статьи сайта comsol.com – Режим доступа к источнику: comsol.com/papers/5304/download/Norum.pdf
5. Coupled structural and magnetic models: linear magnetostriction in Comsol [электронный ресурс] / Julie C. Slaughter // Статьи сайта comsol.com – Режим доступа к источнику: comsol.com/papers/6357

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.

Статья поступила в редакцию 08.07.13.

д.т.н. Заблодський М.М., к.т.н. Плюгін В.Е., Грицюк В.Ю., Кудиркаєв І.М. (ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

МОДЕЛЮВАННЯ ВЗАЄМОПОВ'ЯЗАНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ І МЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ У МАСИВІ РОТОРА ІШНЕКОВОГО ПОЛІФУНКЦІОНАЛЬНОГО ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА

Розглянуто скінченно-елементну математичну модель взаємопов'язаних електромагнітних і механічних процесів у масиві порожнистого феромагнітного ротора ПЕМП. Отримано дані розподілу механічних напружень в порожнистому феромагнітному роторі.

Ключові слова: електромеханічний перетворювач, масивний ротор, електромагнітне поле, механічні напруження, скінченно-елементна модель.

Zablodskiy N.N., Pliugin V.E., Gritsyuk V.Yu., Kuldrykaev I.N. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)
MODELING INTERCONNECTED ELECTROMAGNETIC AND MECHANICAL PROCESSES IN ARRAY ROTOR OF POLIFUNCTIONAL ELECTROMECHANICAL TRANSDUCER

Presents the finite-element mathematical model of interconnected electromagnetic and mechanical processes in array hollow ferromagnetic rotor PEMT. The data on the distribution of stresses in hollow ferromagnetic rotor.

Key words: electromechanical transducer, massive rotor, electromagnetic field, mechanical stress, finite-element model.

д.т.н. Павленко Т.П.,
Токарь М.Н.
(НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина,
e-mail: khpavlenko@yandex.ru)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ АМОРФНОГО СПЛАВА, ПРЕДНАЗНАЧЕННОГО ДЛЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИСТЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АППАРАТОВ

В работе показаны исследования параметров и свойств аморфных сплавов для определения возможности их применения их в электромагнитных системах электрических аппаратов.

Ключевые слова: аморфный сплав, анизотропия, магнитные свойства, магнитопровод.

Проблема и ее связь с научными исследованиями. Применение новых материалов в современной технике способствует уменьшению массогабаритных показателей, улучшению свойств и характеристик срабатывания. Все эти возможности также распространяются и на электротехнические устройства, которые широко применяются в системе электроснабжения, промышленности, на транспорте и в быту.

Для практического значения большую роль в магнитных системах электрических аппаратов играют магнитомягкие материалы. Чаще всего в таких системах используют электротехническую сталь, пермаллой или феррит, в зависимости от назначения и области применения электрического аппарата.

Анализ изменения параметров и свойств магнитных материалов, а именно магнитной проницаемости при различных частотах, скорости смещающихся доменных границ, магнитного гистерезиса, коэрцитивной силы частных и предельных петель гистерезиса, потерь энергии при перемагничивании, подвижности цилиндрических доменов и др. – обычно производится на основе единых физических представлений. Большое разнообразие таких свойств обусловило широкое применение в технике различных ферромагнитных материалов [1].

В настоящее время в электротехнических устройствах начали широко применяться так называемые нанокристалличе-

ские, микросталлические и другие сплавы, которые способствуют улучшению характеристик срабатывания электротехнических устройств. В группу таких уникальных материалов входят также и, так называемые, аморфные сплавы, которые обладают высокой индукцией насыщения, прямоугольностью петли гистерезиса, высокой магнитной проницаемостью. Эти и другие свойства могут быть использованы в магнитных системах электрических аппаратов, а именно в тех системах, где необходимо повысить чувствительность срабатывания электрического аппарата при возникновении токов короткого замыкания.

Цель исследований. Определить возможности применения аморфных сплавов в устройствах защитного отключения и в расцепителях максимальной токовой защиты автоматических выключателей

Анализ результатов исследований. Для определения области применения любого нового материала необходимо изучить его свойства, параметры или характеристики. Чтобы определить возможности применения аморфных сплавов в магнитных системах электрических аппаратов были проведены исследования их намагниченности насыщения и перпендикулярной анизотропии. Анизотропия структуры аморфных сплавов и их остаточные напряжения определяют магнитную анизотропию, формирующую доменную структуру, от которой и зависят магнитные свойства аморфных сплавов. В частности,

от соотношения различных магнитных доменов зависят максимальная магнитная проницаемость μ_{max} , индукция насыщения B_s , коэрцитивная сила H_c , начальная магнитная проницаемость μ_n [2].

При термообработке в магнитном поле в аморфных сплавах наводится анизотропия, которая может быть результатом образования в аморфном сплаве локальной атомной структуры с преимущественной ее ориентацией, или вследствие роста (также с преимущественной ориентацией) микроскопических зародышей, уже существующих в аморфном сплаве. Анизотропия может существовать в сплаве и в не термообработанном состоянии, что также объясняется наличием зародышей кристаллической фазы или образующихся при закалке (при получении ленты из расплава) ориентированных пар атомов [2, 3].

Для исследования свойств выбран образец ленты из аморфного сплава марки 7421. В исходном состоянии ленты до термомагнитной обработки индукция насыщения сплава составляет $B_s = 1,2$ Тл; коэрцитивная сила $H_c = 8$ А/м, остаточная индукция B_r – до 0,65 Тл.

Термомагнитная обработка, проведенная при 400°C в продольном (по отношению к длине ленты) поле напряженностью от 800 до 2000 А/м заметно сужает петлю гистерезиса, увеличивая ее прямоугольность. Значения необходимых параметров изменяются, а именно B_s – до 1,55 Тл; $H_c = 5$ А/м; $B_r = 1,0$ Тл. Удельные потери составляют: $P_{1,45/400} = 1,2 - 1,5$ Вт/кг, что значительно меньше потерь в электротехнических сталях.

Определение намагниченности насыщения J_s и степени перпендикулярной (плоскости ленты) анизотропии производилось по трем осям (вдоль, поперек и перпендикулярно ленте) на не термообработанных образцах ленты с помощью вращающегося анизометра на базе балли-

стического гальванометра и мощного магнита марки ФЛ–1 (рис. 1).

Образец из ленты аморфного сплава 1 жестко связанный со стержнем 2, подвешенным на упругой нити 3, помещался в однородное магнитное поле.

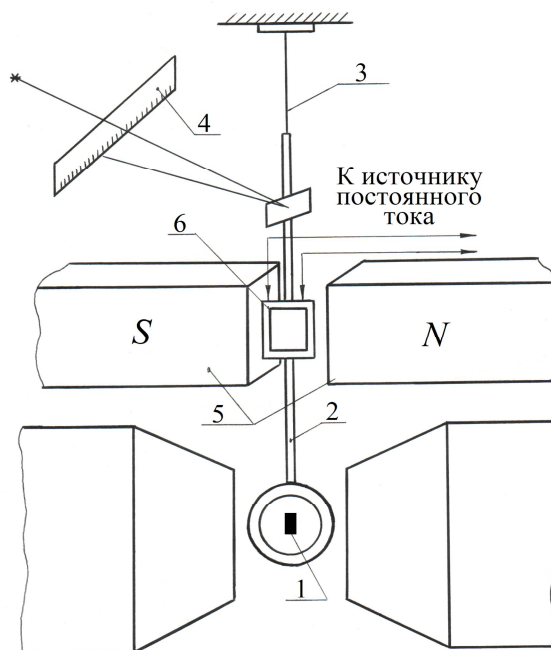


Рисунок 1 – Схема установки для измерения намагниченности насыщения и константы перпендикулярной анизотропии

На него со стороны поля действовал вращающий момент, закручивающий нить. Угол закручивания определялся по шкале 4. Магнитное поле в зазоре изменялось путем изменения постоянного тока в катушках магнита 5. При измерениях образец с помощью рамки 6 с током удерживался под некоторым постоянным углом ψ по отношению к внешнему полю напряженностью \bar{H} для определения вектора намагниченности \bar{J}_s (рис. 2).

Как показали результаты исследования увеличение напряженности поля \bar{H} вызывает отклонение вектора намагниченности \bar{J}_s в сторону магнитного поля при изменении вращающего момента M_r .

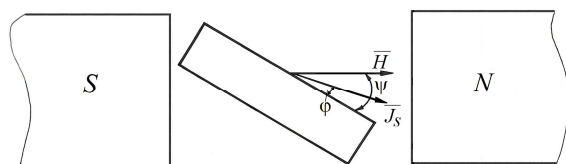


Рисунок 2 – Расположение векторов напряженности магнитного поля и намагниченности

Как показали результаты исследования увеличение напряженности поля \bar{H} вызывает отклонение вектора намагниченности \bar{J}_s в сторону магнитного поля при изменении вращающего момента M_r .

Этот момент компенсируется рамкой с током.

Энергия одноосной анизотропии определяется как

$$E = K_1 \cdot \sin^2 \varphi, \quad (1)$$

где K_1 – константа перпендикулярной анизотропии;

φ – угол между вектором намагниченности \bar{J}_s и осью намагничивания.

Из условия равновесия системы (рамки с током и образца на подвесе) при приложенной напряженности магнитного поля H значение перпендикулярной анизотропии:

$$\frac{H\psi}{M_r} = \frac{1}{J_s V} + \frac{H}{2(2\pi \cdot J_s^2 - K_1) \cdot V}, \quad (2)$$

Таблица 1 – Значения измерений $\frac{H \cdot \psi}{M_r}$ при $\psi = 8,69 \cdot 10^{-2}$, рад (5°)

Номер образца	Величина	Напряженность магнитного поля, А/см							
		1120	2240	3360	4400	5440	7360	9200	10480
1	$\frac{H \cdot \psi}{M_r}$	1,33	2,28	2,51	2,7	2,85	3,14	3,45	3,65
2	$\frac{H \cdot \psi}{M_r}$	1,84	2,18	2,4	2,58	2,73	3,0	3,31	3,5

где V – объем образца.

Результаты измерений для двух образцов размером $0,6 \times 0,3 \times 0,0025$ см приведены в табл.1.

Исходя из расчетов по экспериментальным значениям, было определено, что намагниченность насыщения $J_s = 1272$ Гс, а индукция насыщения

$$B_s = 4\pi \cdot J_s = 1,6 \text{ Тл}. \quad (3)$$

Угол φ (между векторами приложенного магнитного поля и вектором намагниченности) определяется из формулы:

$$\varphi = \frac{M_r}{V \cdot H \cdot J_s}. \quad (4)$$

Результаты исследований показывали, что в поле до 1200 А/см при практическом изменении угла равному: $\psi = 4^\circ 55'$ и $\psi = 5^\circ$ соответственно, между плоскостью образца и вектором напряженности поля \bar{H} перпендикулярная анизотропия практически отсутствует. При превышении напряженности поля 1200 А/см происходит незначительное отклонение вектора \bar{J}_s в сторону вектора напряженности \bar{H} , при этом происходит уменьшение угла ($\psi \approx 2^\circ$), что приводит к развитию анизотропии

Выводы.

1. Исследованные образцы ленты из аморфного сплава марки 7421 показали хорошие магнитные свойства, что дает возможность применения их в электромагнитных системах электрических аппаратов.

2. Впервые выполненные измерения перпендикулярной анизотропии показали намагниченность насыщения ленты при изменении магнитного поля определенной напряженности, что позволяет определить магнитную анизотропию, формирующую доменную структуру, от которой и зависят магнитные свойства аморфных сплавов.

Библиографический список

1. Мишин Д.Д. Магнитные материалы / Д.Д. Мишин. – М.: Высш.шк., 1991. - 384 с.
2. Аморфные металлические сплавы / [под ред. Люборского Ф.Е.: пер. с англ.]. – М.: Металлургия, 1987. – 584 с.
3. Кекало И.Б. Атомная структура аморфных сплавов и ее эволюция / И.Б. Кекало. – М.: Высш.шк., 2006. – 340с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.

Статья поступила в редакцию 20.05.13.

д.т.н. Павленко Т.П., Токар М.М. (Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут» м. Харків, Україна)

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ АМОΡФНИХ СПЛАВІВ, ЩО ПРИЗНАЧЕНІ ДЛЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ СИСТЕМ ЕЛЕКТРИЧНИХ АПАРАТІВ

У роботі показані дослідження параметрів і властивостей аморфних сплавів для визначення можливості їх у електромагнітних системах електричних апаратів.

Ключові слова: аморфний сплав, анізотропія, магнітні властивості, магнітопровід.

Pavlenko T.P., Tokar M.N. (NTU "HPI", Harkov, Ukraine)

THE DETERMINING PARAMETERS OF AMORPHOUS ALLOY THAT PRESCRIBED FOR ELECTROMAGNETIC OF ELECTRICAL APPARATUS

The paper shows the study parameters and properties of amorphous alloys to determine their possible application in electromagnetic systems of electric vehicles.

Key words: amorphous alloy, anisotropy, magnetic properties, the magnetic circuit.

к.т.н. Сергієнко С.М.,
доц. Бірюкова Т.В.,
Алексєєва М.Ю.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

РОЗРАХУНОК ПЛАЗМОТРОНА ДЛЯ ПЛАЗМОВОГО ДИСПЕРГУВАННЯ ТУГОПЛАВКИХ ПОРОШКІВ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ЙОГО ОСНОВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК

Наведені результати теоретичних досліджень, математичних розрахунків, отримані основні характеристики плазмотрону.

Ключові слова: плазма, плазмотрон, диспергування, вольт-амперні та теплові характеристики, плазмохімічна установка.

Проблема та її зв'язок з науковими та практичними задачами.

Широке застосування електродугового плазмотрона для отримання тугоплавких порошків стримується відсутністю надійних, високоефективних плазмотронів. Їх наявність дозволить вирішити питання зниження енерговитрат процесу диспергування та підвищення однорідності порошків і дисперсності, тому розрахунок плазмотрона для процесу плазмового диспергування є досить актуальним.

За останні роки з'явилося багато робіт, які присвячені плазмовому диспергуванню тугоплавких порошків. Однак діапазон наведених у них результатів є обмеженим, а плазмотрони, що використовуються, недосконалі. Таким чином, виникає необхідність проектування плазмотронів для плазмового диспергування тугоплавких порошків з поліпшеними енергетичними та ресурсними характеристиками.

Постановка задачі. Розглянемо розрахункову схему плазмотрона (рисунок 1). Необхідно зробити розрахунки плазмотрона на непрямій дії, робочий газ – повітря, початкова температура повітря $T_1 = 300$ К, кінцева температура повітря $T_2 = 5000$ К. Витрата повітря $G = 2 \cdot 10^{-2}$ кг/с. Тиск робочого газу на виході із плазмотрона $p = 10^5$ Па. Катод – стрижневий. Анод – циліндричний ступінчастий. Стабілізація дуги – газовихрова.

Потрібно визначити наступні параметри: робочі значення напруги U і сили струму I , тепловий коефіцієнт корисної дії η , геометричні розміри електродугової камери (l_2, d_2, l_3, d_3) і катода, що забезпечують необхідний ресурс роботи катода і анода, витрати води на охолодження вузлів плазмотрона, теплові і вольт-амперні характеристики.

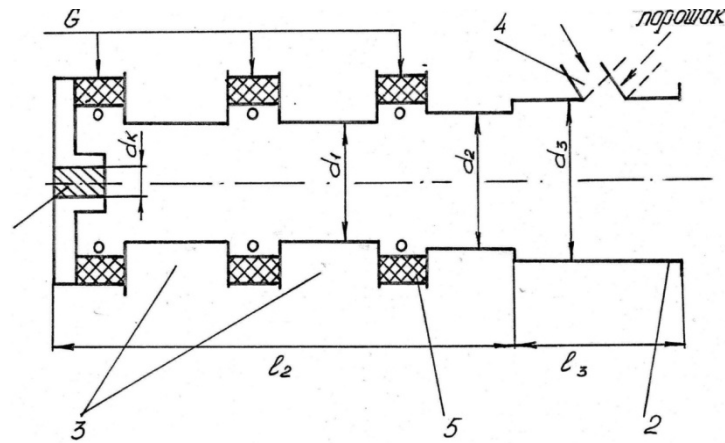
Виклад матеріалу і його результати. Особливістю даної конструкції є наявність двох міжелектродних вставок, а також уступу в каналі анода. При раптовому розширенні потоку безпосередньо за уступом утворюється стійкий вихровий потік. У цьому місці відбувається прив'язка дуги. При розрахунку даного типу плазмотрона доцільно скористатись наступною системою рівнянь [4]:

- напруга на дузі, що самоустановлюється:

$$U = 0,85 \cdot 1290 \cdot \left(\frac{I^2}{G \cdot d_2} \right)^{-0,15} \cdot \left(\frac{G}{d_2} \right)^{0,3} \cdot (p \cdot d_2)^{0,25}, \quad (1)$$

- енергія витікаючого струменя:

$$U \cdot I \cdot \eta = G \cdot (h_2 - h_1) \quad (2)$$



1 – катод; 2 – анод; 3 – секції МЕВ; 4 – реакторна камера; 5 – ізолятор.

Рисунок 1 – Розрахункова схема плазмотрона

- тепловий ККД плазмотрона:

$$\frac{1-\eta}{\eta} = 5,85 \cdot 10^{-5} \cdot \left(\frac{I^2}{G \cdot d_2} \right)^{0,27} \cdot \left(\frac{G}{d_2} \right)^{-0,27} \cdot (p \cdot d_2)^{0,3} \cdot \left(\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} \right)^{0,5}, \quad (3)$$

- напруга на висхідній ділянці вольт-амперної характеристики (ВАХ) плазмотрона:

$$U = 4,55 \cdot \left(1 + 4,6 \cdot 10^{-5} \frac{I}{d_2 + d_3} \right) \cdot \left(\frac{G}{d_2 + d_3} \right)^{0,22} \cdot \left(\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} \right)^{0,95} \cdot (p \cdot (d_2 + d_3))^{0,23}. \quad (4)$$

У формулах (1) – (4) уведені наступні позначення:

U – напруга на дузі;

I – сила струму;

η – коефіцієнт корисної дії плазмотрона;

d_2 – діаметр електрода до уступу;

l_2 – довжина електрода до уступу;

d_3 – діаметр електрода після уступу;

l_3 – довжина електрода після уступу.

У результаті отримане наступне: напруга на дузі - 145 В, сила струму - 210 А, тепловий ККД - 65%, довжина розрядного каналу до уступу - 0,033 м.

Обчислимо потужність даного плазмотрона:

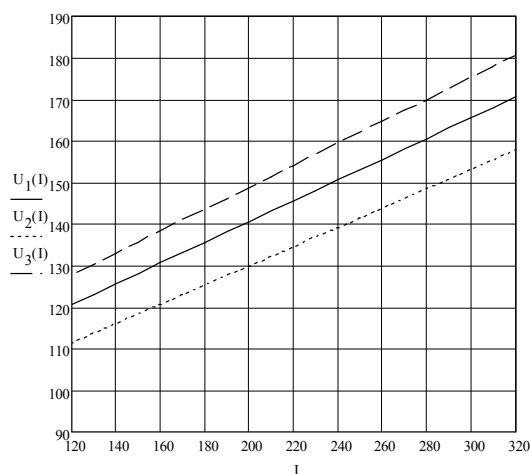
$$P = I \cdot U = 210 \cdot 145 = 30 \text{ кВт} \quad (5)$$

Ресурс роботи плазмотрона становить близько 16 годин. Але якщо замінити матеріал катода – замість цирконія взяти вольфрам, що захищається аргонем від впливу повітря, тоді ресурс роботи буде збільшений до 140 годин, а для анода зробити термохімічні вставки з метою газодинамічного розчеплення струменя дуги, ресурс анода збільшиться не менше ніж у два рази.

Визначені та наведені теплові та електричні характеристики розробленого плазмотрона.

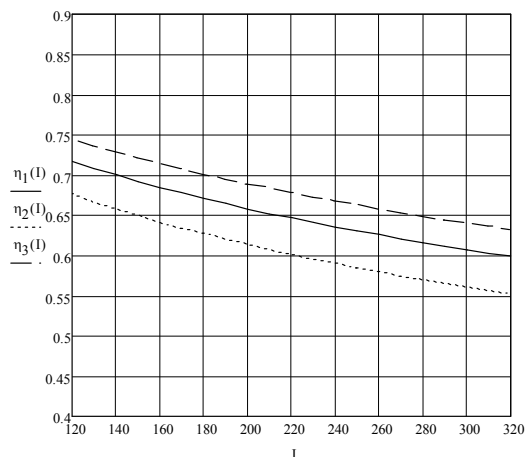
Розглядається плазмотрон з МЕВ. При побудові графіків був обраний діапазон зміни сили струму від 120 до 320 А для більш докладного ілюстрування залежності. Графіки побудовані для трьох витрат газу: G , $0,7G$ і $1,3G$, тобто для номінальної витрати газу і для витрат, меншого та більшого на 30% від номінального.

Теплові характеристики. Якість плазмотронів визначається головним чином ефективністю перетворення електричної енергії в теплову, а це у великій мірі залежить від організації процесу взаємодії газу, що нагрівається, з охолоджуваними стінками електродугової камери. Проблема збільшення ККД плазмотрона є зараз дуже актуальною, оскільки марні втрати енергії приводять до пропорційних зменшень економічної вигідності експлуатації плазмотрона. Порівняння наведених результатів розрахунків електричних і теплових характеристик плазмотрона з відомими експериментальними даними [1] показали, що похибка становить не більше 22%, тобто теоретичні розрахунки з достатньою точністю співпадають з експериментальними даними, які наведені на рисунках 6 і 7.



$$1 - G = 2 \cdot 10^{-3}; \quad 2 - 1,4 \cdot 10^{-3}; \\ 3 - 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}$$

Рисунок 2 – Вольт– амперні характеристики плазмотрона



$$1 - G = 2 \cdot 10^{-3}; \quad 2 - 1,4 \cdot 10^{-3}; \\ 3 - 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}$$

Рисунок 3 – Теплові характеристики плазмотрона

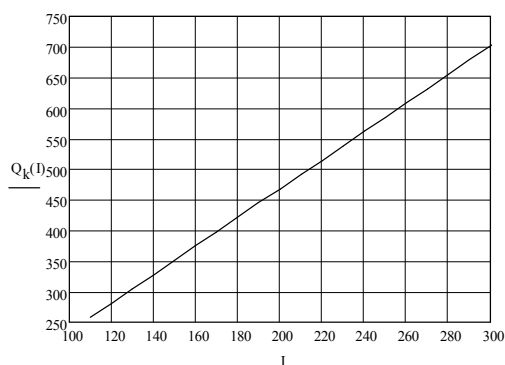
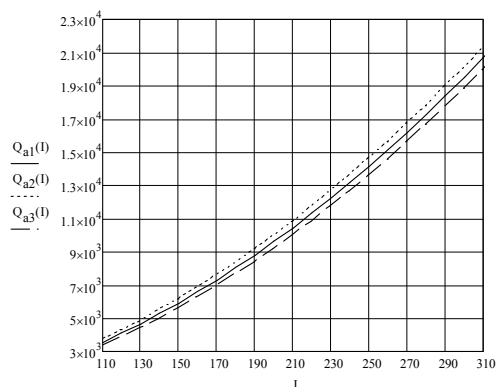
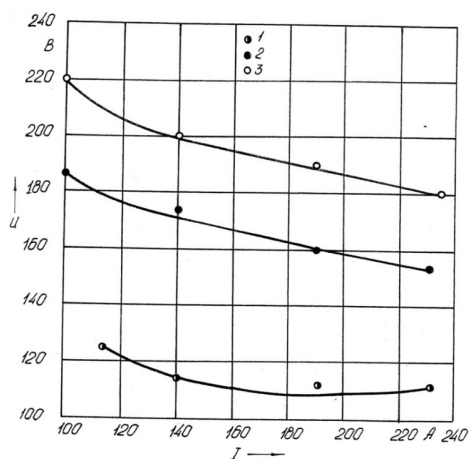


Рисунок 4 – Графік залежності теплових потоків у катод



$$1 - G = 2 \cdot 10^{-3}; \quad 2 - 1,4 \cdot 10^{-3}; \\ 3 - 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}$$

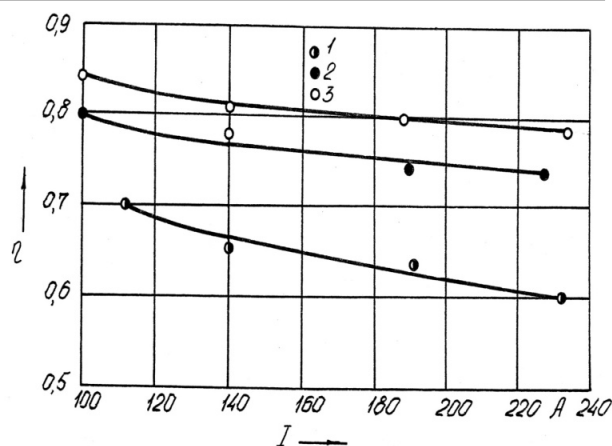
Рисунок 5 – Графік залежності теплових потоків в анод



$$1 - G = 0,9 \cdot 10^{-3}; 2 - 1,2 \cdot 10^{-3};$$

$$3 - 1,8 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с.}$$

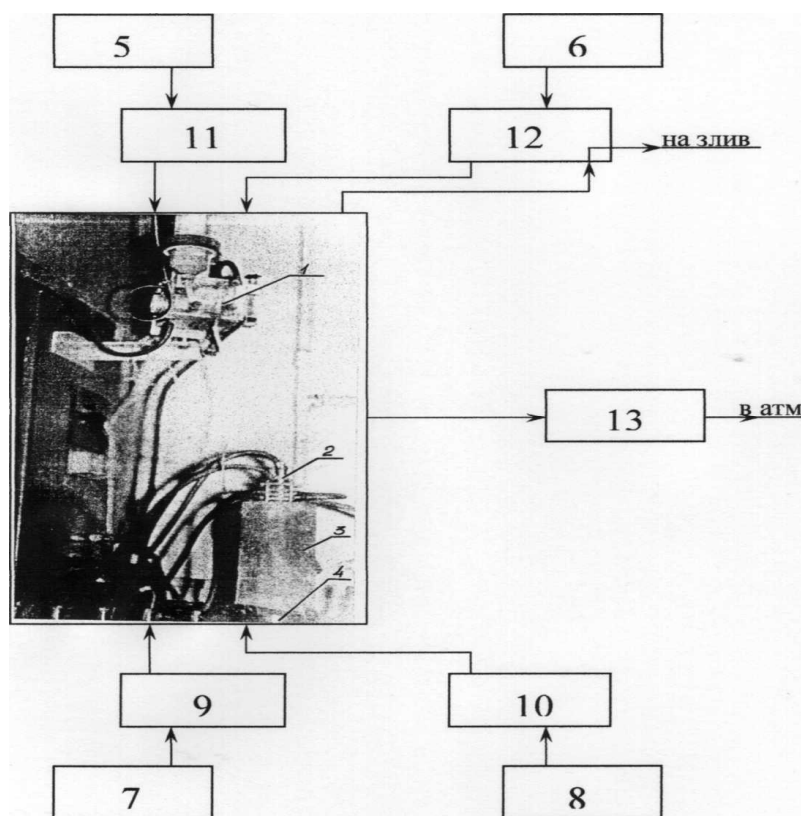
Рисунок 6 – Вольт – амперні характеристики плазмотрона



$$1 - G = 2 \cdot 10^{-3}; 2 - 1,4 \cdot 10^{-3};$$

$$3 - 2,6 \cdot 10^{-3} \text{ кг/с}$$

Рисунок 7 – Теплові характеристики плазмотрона



1 – порошковий дозатор; 2 – плазмотрон; 3 – графітовий насадок; 4 – кристалізатор; 5,6,7,8 – джерела живлення плазмотрона електроенергією, водою, захисним і робочим газом відповідно; 9,10 – системи вимірювання та контролю витрат захисного і робочого газів; 11 – система вимірювання витрати та температури води; 12 – система контролю, вимірювання і витрати електроенергії; 13 – система вентиляції.

Рисунок 8 – Плазмохімічний комплекс для одержання диспергованих тугоплавких порошків

Плазмохімічна установка (рис. 8) для одержання тугоплавких порошків призначена для обробки дисперсного матеріалу в плазмовому струмені з метою зміни дисперсності частинок (порошку) реальних розмірів.

Плазмотрон виконаний за лінійною схемою з газовіхревої стабілізації і має секціонірований розрядний канал. Матеріалом катода служить цирконій. МЕВ плазмотрона складається з двох частин: водоохолоджуваного корпусу і змінної секції. Конструкція МЕВ забезпечує її багаторазове використання шляхом заміни секції у випадках виходу з ладу або необхідності зміни геометричних розмірів і витратних параметрів плазмотрона. Реакторна камера пристикується до корпусу плазмотрона. Введення дисперсного матеріалу проводиться поблизу виходу з анодного каналу, тобто в найбільш високотемпературну область плазмового струменя. Конструкція камери дозволяє змінювати кут подачі матеріалу від 75° до 97° . Розподілена подача робочого газу (повітря) по довжині каналу сприяє підвищенню теплового ККД. Реакторна камера об'ємна, є продовженням розрядного каналу анода. Графітовий насадок служить для підвищення теплової характеристики струменя.

Порошковий дозатор забезпечує довготривалу точність і рівномірність подачі

дисперсних матеріалів в плазмотрон, надійність подачі матеріалів дисперсністю не менше 10 мкм, візуальний контроль за процесом дозування і простий в обслуговуванні.

В якості джерела живлення використаний модернізований, серійно випускаємий тиристорний перетворювач ТЕ - 4. [3]. Джерело живлення забезпечено пристроєм автоматичної стабілізації струму дуги. Описана плазмохімічна установка процесу плазмового диспергування тугоплавких порошків, в якій застосовується низькотемпературна плазма, що дозволяє одержувати високопродуктивний процес, який легко здійснити за безперервною схемою і автоматизувати. Установка працює на дешевій і доступній сировині – атмосферне повітря і вода, з використанням електроенергії, що значно підвищує економічність процесу в порівнянні із традиційними методами одержання порошків.

Висновки і напрямки подальших досліджень.

Результати розрахунків можуть бути використані при проектуванні електродугових плазмотронів постійного струму.

Розроблений плазмотрон можна рекомендувати для плазмового диспергування тугоплавких порошків в умовах виробництва.

Бібліографічний список

1. Дзюба В.Л. Физико- химические основы плазменного получения тугоплавких кислородных и бескислородных порошков / В.Л. Дзюба, О.Н.Ключник, С.Н. Сергиенко. – Алчевск, ДонГТУ, 1993. – 113с.
2. Жуков М.Ф. Основы расчета плазмотронов линейной схемы / М.Ф. Жуков. – Новосибирск, 1979. – 146 с.
3. Дзюба В.Л. Электродуговые плазмотроны и источники их питания: [конспект лекций] / В.Л. Дзюба. – Алчевск: ДГМИ, 1993. – 57 с.
4. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей; 2-е изд., доп. и перераб / Н.Б. Варгафтик. – М.: Наука, 1972. – 720 с.

Рекомендована до друку д.т.н., проф. Заблудським М.М.

Стаття надійшла до редакції 27.06.13.

к.т.н. Сергиенко С.Н., Бирюкова Т.В., Алексеева М.Ю. (ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

**РАСЧЕТ ПЛАЗМАТРОНА ДЛЯ ПРОЦЕССА ПЛАЗМЕННОГО ДИСПЕРГИРОВАНИЯ
ТУГОПЛАВКИХ ПОРОШКОВ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЕГО ОСНОВНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК**

Приведены результаты теоретических исследований, математических расчетов, получены основные характеристики плазматрона.

Ключевые слова: плазма, плазматрон, диспергирование, вольт- амперные и тепловые характеристики, плазмохимическая установка.

Sergienko S.N., Biruikova T.V., Alekseeva M.Y. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

**CALCULATION OF THE PLASMA TORCH FOR PLASMA DISPERSION OF
REFRACTORY POWDERS AND THE DEFINITION OF ITS BASIC CHARACTERISTICS**

Theoretical studies, mathematical calculations to obtain the basic characteristics of the plasma torch.

Key words: plasma, plasma arc, dispersion, tungsten- voltage and thermal characteristics, plasma-chemical plant.

к.т.н. Сергієнко С.М.,
доц. Бірюкова Т.В.,
Алексєєва М.Ю.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ПЛАЗМОВОГО ДИСПЕРГУВАННЯ ТУГОПЛАВКИХ ПОРОШКІВ

Наведені результати теоретичних досліджень, математичних розрахунків, отримані залежності, які описують процес плазмового диспергування тугоплавких порошків.

Ключові слова: плазма, диспергування, частинка, математична модель, радіальні та дотичні напруги.

Проблема та її зв'язок з науковими та практичними задачами.

Однією з найбільш поширених областей плазмової технології є обробка дисперсного матеріалу в плазмових струменях і потоках.

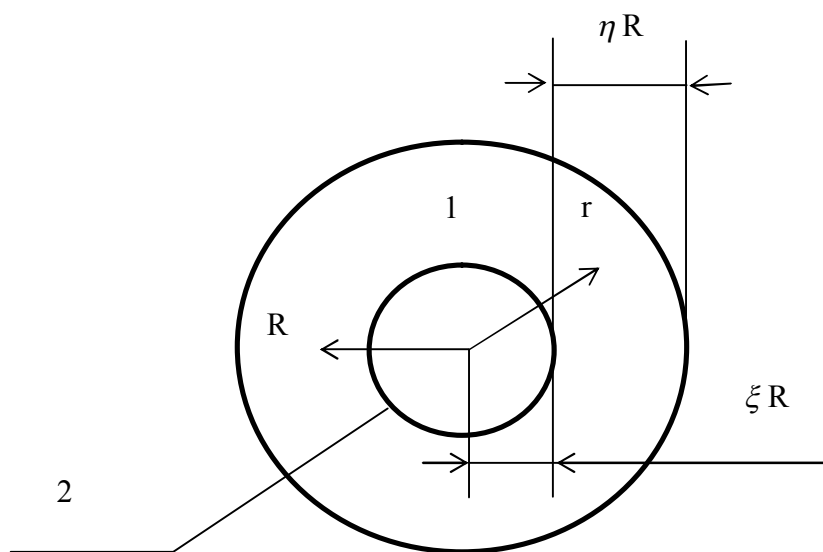
У процесі знаходження дисперсного матеріалу в плазмовому струмені його частки піддаються тепловому впливу струменя. У процесі теплообміну струменя і частинки відбувається ряд спільно проходять процесів, що призводять до зміни форми і розміру частинки: нагрівання; плавлення; випаровування; механічної руйнації. Вказані процеси призводять до зміни дисперсності частинок [1].

За останні роки неухильно зростає інтерес до обробки в плазмі дисперсних матеріалів, що мають різні теплофізичні властивості та склад. Плазмовому впливу піддаються матеріали від найпростіших до складних металів, таких як композиційні і руди. В даний час проведено досить великий аналіз впливу температури плазмового струменя, величини теплоємності газу, співвідношення витрат газу і порошку на процеси нагрівання, плавлення і перегріву розплавлених частинок. Диспергування розплавів плазмовим потоком газу - високопродуктивний процес, який легко здійснити за безперервною схемою і автоматизувати, він економічний і екологічний. Цим методом отримують порошки металів і сплавів Fe, Al, Cu, Pb, Zn, Ti, W та ін. Тому, для отримання нових унікальних влас-

тивостей порошків с заданими характеристиками це питання є актуальним.

Постановка задачі. У роботах [1-3] проведені теоретичні дослідження взаємодії частинки у плазмовому струмені. Механізм руйнування сферичних частинок в потоці плазми можна представити у вигляді декількох процесів, що проходять незалежно один від одного, описаних нижче.

У певний момент часу ($t \neq 0$) на поверхні частинки виникають температури, які викликають дотичні і радіальні термопружні напруги, що перевищують межу міцності матеріалу частинки. Це супроводжується руйнуванням частинки. Під дією теплового потоку струменя відбувається розплавлення поверхні частинки. За час польоту частинки відбувається просування межі плавлення вглиб частинки. Частка може повністю проплавитись під дією теплового потоку, матеріал може нагрітись до температури випаровування і полинути з її поверхні. Розплавлена частка може затверднути. Рух межі розділу походить від поверхні вглиб частинки, що в свою чергу викликає напруги. Наростання напруг може привести до руйнування частинки. Ці процеси викликають зміну геометричних розмірів часток. Нехай частка має сферичну форму і являє собою кулю радіуса R . Початкова температура кулі дорівнює T_0 .



η – товщина рідкого прошарку; R – радіус частинки; r – поточний радіус; ξ – межа твердої фази; 1 – зона рідини.

Рисунок 1 – Розрахункова схема плазмотрона

У момент часу ($t = 0$) куля поміщається в середу з постійною температурою T_c . Визначимо розподіл температури всередині кулі в момент часу, коли температура на поверхні кулі стане рівною температурі плавлення. Вважаємо, що ізотермічні поверхні представляють собою концентричні сфери.

Виклад матеріалу і його результати. Рівняння теплопровідності для шару може бути записано у вигляді:

$$T(r, \tau) = T_c + 2(T_o - T_c) \sum_{i=1}^{\infty} \frac{(\sin \mu_i - \mu_i \cos \mu_i)}{(\mu_i - \sin \mu_i \cos \mu_i)} \cdot \frac{\sin \mu_i \frac{r}{R}}{\mu_i \frac{r}{R}} \cdot e^{-\mu_i^2 F_o} \quad (1)$$

Одним з технологічних параметрів процесу диспергування є час нагрівання частинки до температури плавлення, а також час, необхідний на плавлення. Нехай є куля з заданим законом розподілу

температур $T(r, \tau_o)$. Тут – τ_o визначає час нагрівання поверхні кулі до температури плавлення. Починаючи з моменту τ_o , температура поверхні кулі весь час нагрівається при $T_c > T(R, \tau_o)$. На поверхні кулі утворюється розплавлений шар рідини товщиною η (рисунок 1).

Якщо знехтувати теплотою, направленою на нагрів твердого ядра, порівняно з теплотою плавлення, то для спрощення задачі можна припустити, що температура твердого ядра всюди однакова і дорівнює температурі $T_{пл}$. Це справедливо, оскільки температура твердого ядра за час нагріву τ_o , близька до температури плавлення, тобто,

$$T(r, \tau) = T_{пл}, \quad (2)$$

$$\tau > \tau_o.$$

Тоді математичне формулювання завдання виглядає як:

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1(\xi_1 \tau)}{\partial r} = Q_{nl} \cdot \rho \frac{d\xi}{d\tau}, \quad (3)$$

де λ_1 – теплопровідність рідкої фази;

Q_{nl} – теплота плавлення матеріалу;

ρ – густина рідкої фази.

Температура на поверхні кулі після часу нагріву, що дорівнює τ_0 , мало відрізняється від температури навколишньої частки плазмового струменя, тому розподіл температури в полуму шарі з розплаву приймаємо відповідним законом стаціонарного розподілу температури та після інтегрування знаходимо:

$$\tau = \frac{Q_{nl} \rho (R^3 - 3R\xi^2 + 2\xi^3)}{6\lambda_1 (T_1 - T_{nl}) R}. \quad (4)$$

Тоді час повного розплавлення шару є ($\xi = 0$):

$$\tau = \frac{Q_{nl} \rho R^2}{6\lambda_1 (T_1 - T_{nl})}. \quad (5)$$

Загальний час, за яке частинка відчуває термічну взаємодію плазмового струменя: $\tau_{\Sigma} = \tau + \tau_m$.

Задачу теплової обробки частинки в неізотермічному потоці низькотемпературної плазми вирішують виходячи з умов завдання руху та нагріву термічно "тонкої" частинки (критерій Біо $Bi < 1$) у потоці низькотемпературного газу.

Розшарування теплообміну між фазами (частинки і газ) враховує співвідношення між внутрішніми і зовнішніми термічними опорами, зв'язок між якими встановлює число Біо:

$$Bi = \frac{\alpha R}{\lambda_{nl}}, \quad (6)$$

де α – коефіцієнт тепловіддачі;

R – характерний розмір тіла;

λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу частинки.

При знаходженні в плазмовому струмені частинки можуть дробитися дією газового потоку. Це враховує показник Вебера.

$$We = \frac{\rho_g d_r (\omega_g - \omega_r)}{\sigma}, \quad (7)$$

де ρ_g – щільність газу;

d_r – діаметр частинки;

ω_g – швидкість газу;

ω_r – швидкість частинки;

σ – поверхневий натяг розплаву частинки. Цей показник характеризує можливість виникнення зазначеного явища.

Випаровування дисперсних частинок в потоці плазми враховує вираз для Нусельта через відносну пружність пари і молекулярну масу:

$$Nu = 2 + 0,03 Pr^{0,33} \cdot Re^{0,54} + 0,35 Pr^{0,36} Re^{0,58}. \quad (8)$$

Модель нагрівання частинки в плазмі. Для вирішення теплової задачі про нагрівання сферичної частинки в плазмі, ґрунтуючись на аналітичних розрахунках [1-3] була розроблена математична модель в середовищі MATLAB. Використовуючи вказані залежності та необхідні константи для частинки діоксиду цирконія ZrO_2 [4-6], отримуємо залежності, які приведені на рисунках:

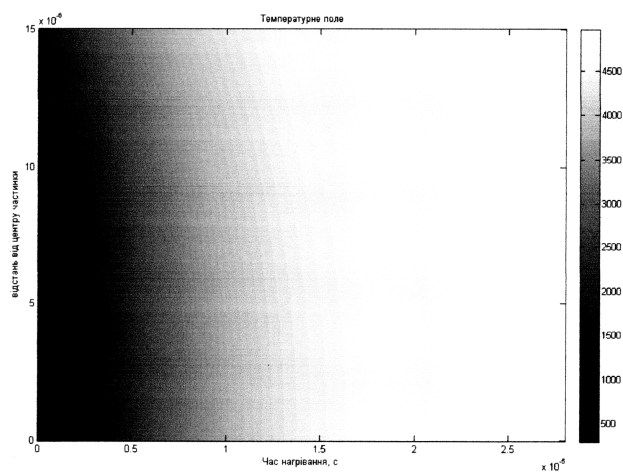


Рисунок 2 – Розподіл температур по радіусу частинки з часом

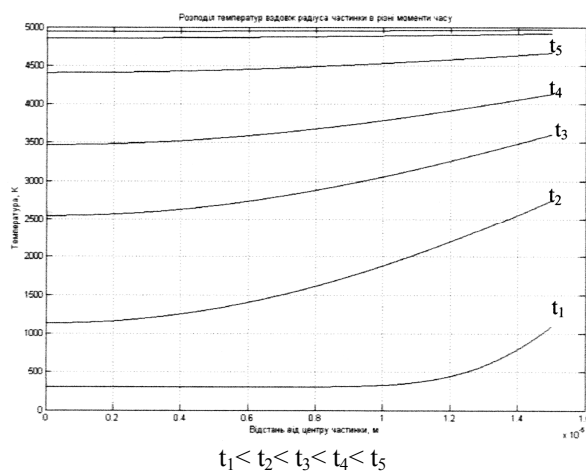


Рисунок 3 - Розподіл температур вздовж радіуса частинки у різні моменти часу

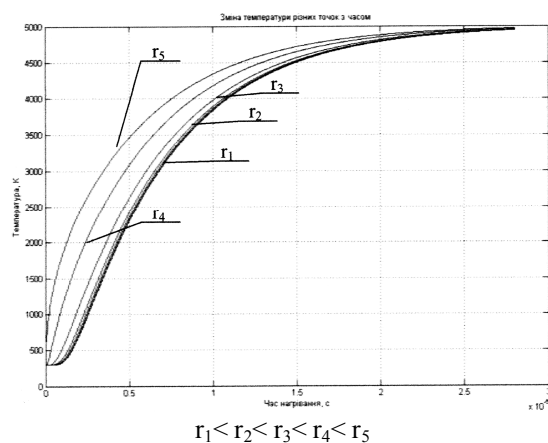


Рисунок 4 - Нагрів точок з часом

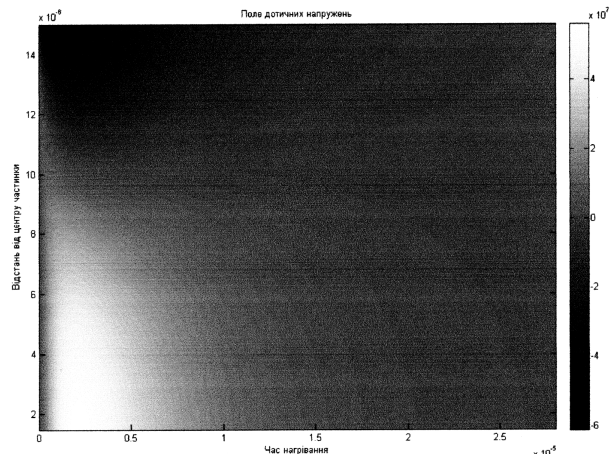


Рисунок 5 - Розподіл дотичних напруг по радіусу частинки з часом

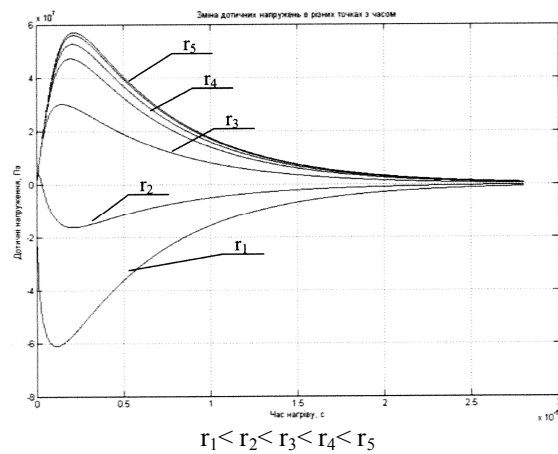


Рисунок 6 - Зміна дотичних напруг в різних точках з часом

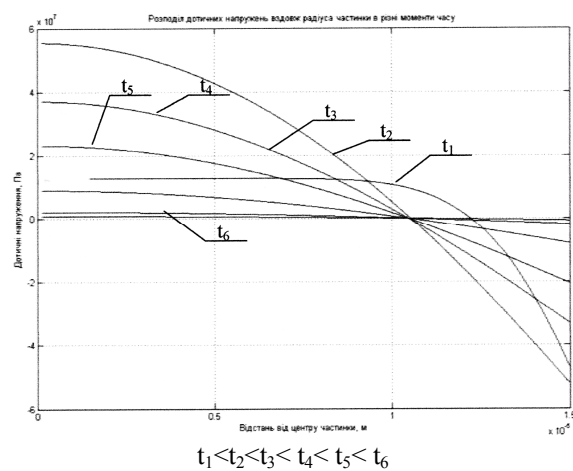


Рисунок 7 - Розподіл дотичних напруг вздовж радіуса частинки в різні моменти часу

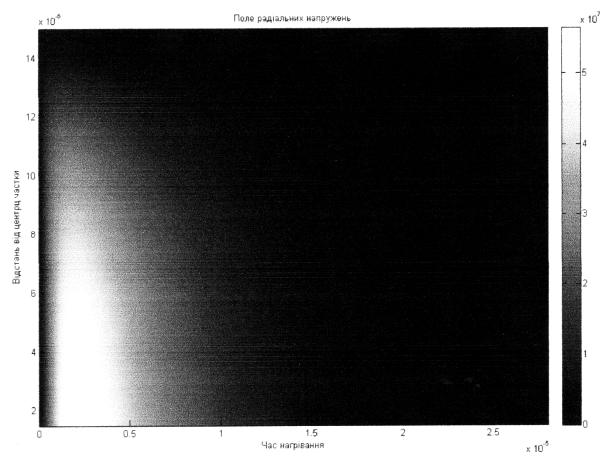


Рисунок 8 – Розподіл радіальних напруг по радіусу частинки з часом

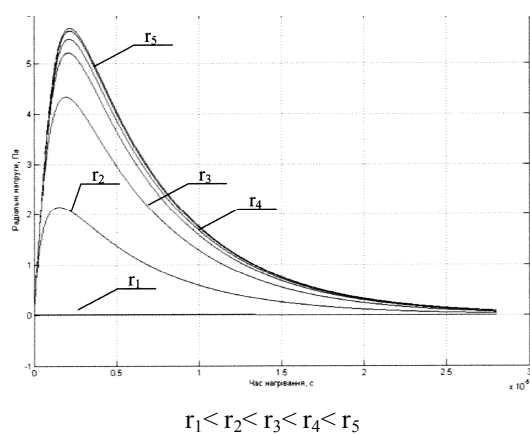


Рисунок 9 – Зміна радіальних напруг в різних точках з часом

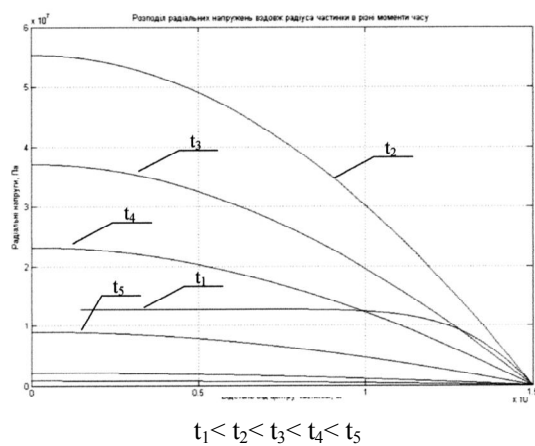


Рисунок 10 – Розподіл радіальних напруг вздовж радіуса частинки в різні моменти часу

Висновки і напрямки подальших досліджень. Математична модель, розрахована нами відносно нагріву частинки в активній зоні струї, є найбільш простою і достатньо добре описує процес нагріву частинки та напруг до температури плавлення матеріалу та дозволяє для різних порошків оцінити характеристики та якість отриманого на виході з плазмового струменя порошку.

Диспергування перегрітих розплавів, у яких міжатомні зв'язки дуже слабкі, призводить до утворення досить однорідних як за складом, так і за розмірами частинок,

ступінь кристалічності яких можна варіювати, змінюючи швидкість їх охолодження. У різних плазмових технологічних процесах матеріали досягають різної глибини і ступеня фізико - хімічних перетворень, тому можна отримати різні порошки з заданими властивостями, які можна використовувати у металургійній промисловості. Виявлено, що плазмове диспергування тугоплавких порошків є більш простим і достатньо економічним процесом одержання порошків порівняно із традиційними методами.

Бібліографічний список

1. Дзюба В.Л. Физико- химические основы плазменного получения тугоплавких кислородных и бескислородных порошков / В.Л. Дзюба, О.Н.Ключник, С.Н. Сергиенко. – Алчевск, ДонГТУ, 1993. – 113с.
2. Полак Л.С. Исследование взаимодействия частиц порошка с потоком лазмы в сопле / Л.С. Полак, Н.С. Суворов //Физика и химия обраб. материалов. – 1969. – №2. - С.19– 29.
3. Иванов Е.М. Инженерный расчет теплофизических процессов при плазменном напылении / Е.М. Иванов. – Саратов: Изд- во ун- та, 183. - 137 с.
4. Исаченко В. П. Теплопередача: справочник / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. - 1975. - 314с.
5. Физические свойства металлов и сплавов / Б.Г. Лившиц, В.С. Крапошин, Я.Л. Линецкий. - М.: Металлургия 3. - 1989. – 120.с.
6. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей; 2-е изд., доп. и перераб / Н.Б. Варгафтик. – М.: Наука, 1972. – 720 с.

Рекомендована до друку д.т.н., проф. Заблудським М.М.

Стаття надійшла до редакції 27.06.13.

к.т.н. Сергиенко С.Н., Бирюкова Т.В., Алексеева М.Ю. (ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПЛАЗМЕННОГО ДИСПЕРГИРОВАНИЯ ТУГОПЛАВКИХ ПОРОШКОВ

Приведены результаты теоретических исследований, математических расчетов, получены зависимости, описывающие процесс плазменного диспергирования порошков.

Ключевые слова: плазма, диспергирование, частица, математическая модель, радиальные и касательные напряжения.

Sergienko S.N., Biriukova T.V., Alekseeva M.Y. (DonSTU, Alchevsk, Ukraine)

STUDY OF THE PLASMA DISPERSION OF REFRACTORY POWDERS

The results of theoretical research, mathematical calculations, the dependences describing the process of the plasma dispersion powders.

Key words: plasma, dispersion, particle, the mathematical model, the radial and tangential stresses.

РЕЦЕНЗІЯ

на роботу авторів Салмаш І.М., Шарандіна К.М., Кузнецова Д.Ю.
«Розробка комплексу ресурсозберігаючих технологій і матеріалів з метою підвищення стійкості футерівок конверторів та сталерозливальних ковшів»,
представлену на здобуття премії Президента України для молодих учених
в галузі науки і техніки за 2013 рік

Ключовим інструментарієм зниження питомої витрати вогнетривів є створення нових видів вогнетривких матеріалів, технологічні вдосконалення при їхньому виробництві, розвиток нових конструкційних схем футерівки технологічних агрегатів, удосконалювання умов експлуатації і ремонту футерівки. Представлена робота присвячена постійно актуальній для металургії сталі темі підвищення стійкості вогнетривкої футерівки конверторів та сталерозливальних ковшів. Останнім часом у зв'язку з обробкою сталі в агрегатах ківш-піч, ця тема набула ще більшої актуальності стосовно футерівок сталерозливальних ковшів.

Автори роботи комплексно підійшли до вирішення цієї проблеми за рахунок заходів, які завжди можна реалізувати на будь-якому підприємстві, де застосовується технологія виплавки металу в конвертерах та позапічної обробки сталі в агрегаті ківш-піч, що свідчить про універсальність отриманих результатів. Комплексність виконаних досліджень полягає у високому науково-технічному рівні роботи як з «холодними» моделями, так і з реальними сталерозливальними ковшами ПАТ «АМК», «МК «Азовсталь» та «Енерго-машспецсталь». З користю застосовані сучасні комплекси комп'ютерних програм для розрахунків та моделювання металургійних процесів та обробки одержаних результатів, що дають змогу підсилити працездатність найбільш уразливих ділянок футерівки.

Особливої уваги заслуговує розробка ряду флюсів-модифікаторів кінцевого шлаку на основі недефіцитної вітчизняної сировини. Присадка таких матеріалів дозволяє ефективно наводити шлак с подальшим його нанесенням у якості захисного гарнісажного покриття на робочий шар вогнетривів, що є загальновідомим методом гарячого ремонту.

Значний інтерес представляють дослідження, в результаті яких авторами було встановлено, що при проведенні процесу силікотермії магнію при позапічній обробці малокременистих сталей в АКП не тільки знижується вміст кремнію в металі, але і створюється високомагнезійний шлак для формування гарнісажного шару на поверхні вогнетривів в процесі зниження рівня металу при розливанні на МБЛЗ.

Запропоновані авторами роботи результати досліджень і практичні заходи з експлуатації вогнетривкої кладки конвертерів та сталерозливальних ковшів для агрегатів ківш-піч технічно доцільні та економічно вигідні і забезпечують очікувану річну економічну ефективність на рівні 30 млн. грн.

Доробок авторів викладено в 17 статтях, 4 авторських свідоцтвах на винаходи та корисні моделі, а також у ряді доповідей на науково-технічних конференціях.

Використання результатів та висновків представленої роботи дає змогу вітчизняним металургійним підприємствам створити гідну конкуренцію зарубіжним виробникам металопродукції, тому вважаю, що робота «Розробка комплексу ресурсозберігаючих технологій і матеріалів з метою підвищення стійкості футерівок конверторів та сталерозливальних ковшів» та її автори заслуговують присудження премії Президента України для молодих учених в галузі науки і техніки за 2013 рік.

Кандидат технічних наук, доцент,
проректор з наукової роботи
Донбаського державного
технічного університету

С.В. Семірягін

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 в книжной ориентации, на белой бумаге формата А4 (210x297 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 Arie1, полужирный, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца – 12 пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце.

С новой строки – краткая аннотация на языке публикации, курсивом, размером 11 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 заголовков «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, без абзацного отступа, 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 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, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. 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, с запретом автоматического переноса слов в абзаце.

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.

СОДЕРЖАНИЕ

РАЗРАБОТКА ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

Фрумкин Р.А. Проблемы математического описания многопараметрических горных процессов и явлений	5
Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В. Экспериментальные исследования потери устойчивости несущих элементов крепи из коробчатого профиля	8
Фрумкин Р.А., Лемеш И.П. Методика обоснования эффективных технологий очистных работ по геологоразведочным данным	14
Клишин Н.К., Касьян С.И. Обоснование структуры модели толщи пород в зоне влияния лавы при компьютерном моделировании	22
Окалелов В.Н. Алгоритм оценки сложности условий залегания угольных пластов	28
Должиков П.Н., Семирягин С.В., Фурдей П.Г. Проектирование шлакоглинистых тампонажно-закладочных суспензий для ликвидации подземных пустот	33
Зубова Л.Г., Макаришина Ю.И. Исследование объемной плотности породы и почвогрунта породного отвала	38
Чепурная Л.А., Антощенко Н.И. Обобщенная схема сдвижения земной поверхности до и после образования плоского дна мульды	46
Палейчук Н.Н., Кобзарь Ю.И., Должикова А.П. Оценка технико-экономического уровня угольных шахт	51
Аверин Г. А., Корецкая Е. Г. Влияние прочных породных слоев в кровле вынимаемого пласта на максимальные оседания земной поверхности	58
Максимова Э.А. Типы месторождений газовых гидратов и их учет при подземной разработке	65
Кизияров О.Л. Методика выбора скрепляющего состава для упрочнения неустойчивой кровли в лаве нагнетанием	70
Богатова Е.Н. Повышение надежности горно-шахтного оборудования	76

МЕТАЛЛУРГИЯ

Смирнов А.Н., Куберский С.В., Левит М.Б., Семирягин С.В. Анализ влияния параметров мягкого обжата на качество непрерывного сляба	81
Куберский С.В. Гидравлический расчет промежуточного ковша МНЛЗ, оборудованного электромагнитным перемешивателем	87
Диментьев А.О., Новохатский А.М., Дорофеев В.Н. Определение объема продуктов плавки в металлоприемнике доменной печи по данным системы контроля состояния горна	97
Чебан В.Г., Тумин А.Н. Теоретическое исследование характера течения разделяемой смеси в ультрафильтрационных модулях с полыми волокнами	103

Кузнецов Д.Ю.

Промышленное опробование новой технологии десиликонизации малокремнистой автолитовой стали в АКП 109

Антыкуз О.В.

Усовершенствование несинусоидального режима качания кристаллизатора слябовой МНЛЗ 116

Салмаш И.Н.

Изучение процесса перемешивания расплава при продувке через два отверстия на трехмерных моделях ковшей 123

Ухин В.Е.

Современные решения относительно конструкции гильз кристаллизаторов для высокопроизводительной разливки стали на сортовую заготовку 133

Карпов А.В.

Аналитическое исследование влияния расхода дувяемого ПУТ на показатели работы доменной печи 142

Дорогой Е.В.

Современное состояние вопроса окомкования агломерационной шихты, содержащей большое количество тонкоизмельченных материалов. Сообщение 1: анализ шихтовых условий агломерационного производства Украины 149

СТРОИТЕЛЬСТВО

Должиков П.Н., Кипко А.Э., Кирияк К.К.

Методика проектирования инъекционной стабилизации оползневых грунтов 157

Дрозд Г.Я., Хвортова М.Ю., Пилипенко В.Н.

Механизм преобразования биологически активной среды канализационных коллекторов в агрессивную эксплуатационную среду 163

Должиков П.Н., Ивлиева Е.О.

Влияние обводненности и трещиноватости на деформационные свойства оснований фундаментов 168

Емец Е.В.

Исследования напряженно-деформированного состояния рам каркасных зданий при воздействии на них перемещений податливого основания 173

Медведь И. И., Балашова О.С., Белевцова Н.Л.

Построение математической модели процесса исследования малоциклового усталости 178

Абед С.Ф.

Исследования осадки обводненной толщи грунтов в зависимости от типа фундамента методом конечных элементов 182

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. РАДИОТЕХНИКА

Заблудський М.М., Ямкова М.А., Шадрін С.В.

Підвищення точності розмірної електрохімічної обробки введенням корегуючого магнітного поля 193

Заблудский Н.Н., Плюгин В.Е., Грицюк В.Ю., Кулдыркаев И.Н.

Моделирование взаимосвязанных электромагнитных и механических процессов в массиве ротора шнекового полифункционального электромеханического преобразователя 202

Павленко Т.П., Токарь М.Н.

Определение параметров аморфного сплава, предназначенного для электромагнитных систем электрических аппаратов 207

Сергієнко С.М., Бірюкова Т.В., Алексєєва М.Ю.

Розрахунок плазмотрона для плазмового диспергування тугоплавких порошків та визначення його основних характеристик 211

Сергієнко С.М., Бірюкова Т.В., Алексєєва М.Ю.

Дослідження процесу плазмового диспергування тугоплавких порошків 217

Рецензія на роботу авторів Салмаш І.М., Шарандіна К.М., Кузнецова Д.Ю.

«Розробка комплексу ресурсозберігаючих технологій і матеріалів з метою підвищення стійкості футерівок конверторів та сталерозливальних ковшів» 224

Требования к рукописам научных статей к выпуску
сборника научных трудов ДонГТУ 225

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ
ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 40

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 13.08.2013. Формат 84×108¹/₁₆. Папір офс.
Друк RISO. Ум.друк.арк. 24,15. Зам. № 192. 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