

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

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 36

**ДОНБАССКОГО
ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО
УНИВЕРСИТЕТА**

Алчевск 2012

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 36

Алчевск
2012

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

С 41

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

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

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ
(Протокол № 3 от 30.03.12г.)*

Главный редактор

Заблодский Н.Н. – докт. техн. наук

Редакционная коллегия:

С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,
А.М. Новохатский – докт. техн. наук,
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,
Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,
Г.В. Бабиюк – докт. техн. наук,
Г.И. Гайко – докт. техн. наук,
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,
А.Ф. 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. Ульшин – докт. техн. наук,
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,
Ю.Э. Паэранд – канд. техн. наук,
С.А. Скомская – секретарь редакционной коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного
технического университета. Вып. 36 – Алчевск: ДонГТУ, 2012 – 473 с.**

ISSN 2077-1738

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

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

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

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

ISSN 2077-1738

© ДонГТУ, 2012

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

Адрес электронной почты: info@dmmi.edu.ua

**РАЗРАБОТКА
ПОЛЕЗНЫХ
ИСКОПАЕМЫХ**

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

АНАЛИЗ КОМПЬЮТЕРНЫХ ПРОГРАММ ПО РАСЧЁТУ ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ В ВЫРАБОТКАХ

*Проведено аналіз застосування сучасних обчислювальних комплексів на прикладі програми **Phase 2** для вирішення задач в області геомеханіки, сформульовано вимоги до програмного забезпечення для проведення досліджень проявів гірського тиску.*

***Ключові слова:** гірський тиск, розрахунок, гірнича виробка, гірська порода, комп'ютерні програми, геомеханічні процеси.*

*Проведен анализ использования современных вычислительных комплексов на примере программы **Phase 2** для решения задач в области геомеханики, сформулированы требования к программному обеспечению для проведения исследований проявлений горного давления.*

***Ключевые слова:** горное давление, расчёт, горная выработка, горная порода, компьютерные программы, геомеханические процессы.*

Технический прогресс во многих отраслях промышленности неразрывно связан с широким применением вычислительной техники. В настоящее время ведутся интенсивные исследования и разработки различных пакетов прикладных программ для определения параметров геомеханических процессов, происходящих в массиве горных пород при ведении горных работ (напряжённо-деформированное состояние массива, смещение и разрушение отдельных областей массива, влияние горноинженерных воздействий на состояние массива, развитие процессов разрушения пород вокруг выработки во времени, взаимодействие крепи с разрушенными породами и ее влияние на напряженное состояние и смещения пород и т.д.). Ключевым условием решения подобных задач является широкое применение вычислительной техники и современных программных комплексов, которые позволяют выполнить постановку весьма сложных плоских и объёмных задач горного давления путём использования метода конечных элементов, новых теорий прочности и совершенных алгоритмов.

Однако существующие программные разработки наталкиваются на значительные сложности, что обусловлено вероятностным и мало-

достоверным характером исходных данных, необходимости учёта сложного иерархического и неоднородного строения массива, технологическими особенностями сооружения и эксплуатации горных разработок и их вариациями во времени и пространстве и т.д.

Попытки использовать существующие пакеты прикладных программ, предназначенных для расчёта строительных конструкций, для подземных объектов оказывались, как правило, неудачными [1, 2]. Это объясняется особенностями поведения горного массива и его взаимодействия с инженерными конструкциями, которые, как правило, не учитываются в таких программных продуктах. Особенно рельефно это проявляется при рассмотрении задачи о взаимодействии массива горных пород с искусственными подземными горными конструкциями, в первую очередь, с крепью горных выработок.

Отметим принципиальные отличия расчётов горной крепи от расчётных схем строительных конструкций:

- горная крепь всегда взаимодействует с массивом горных пород весьма сложным образом, т.к. крепь воспринимает активное нагружение со стороны массива и, деформируясь, передаёт часть усилий на окружающие породы массива, создавая «пассивный» отпор пород на той части периметра, который смещается в сторону массива;

- активная нагрузка на подземную конструкции формируется двояким образом: путём силового на одних участках крепи и деформационного на других при взаимодействии крепи и массива, что обусловлено деформационно-силовыми параметрами крепи, причём, чем более податлива крепь, тем меньше на неё действует нагрузка,

- распределение нагрузки по периметру крепи отличается высокой неравномерностью и зависит от многих случайных факторов, и заметно варьируется от распределения напряжений в массиве пород, их неоднородности и анизотропии, работоспособности крепи, технологии проведения и крепления горной выработки и др.;

- крепь только на начальной стадии своей работы с массивом ведёт себя как упругая конструкция, а при дальнейшем нагружении переходит в запредельную стадию, когда последовательно один за другим образуются участки разрушения, условно названные «пластическими» шарнирами, как правило, со сложной нелинейной зависимостью между деформациями и силовыми параметрами (моментом, продольными и поперечными усилиями);

- даже при появлении разрушенных участков, распорные конструкции крепи, находясь в окружающем массиве, постепенно деформируются и не теряют окончательно своей несущей способности, меняя особенности своего взаимодействия с массивом пород, т.е. в процессе нагружения меняют свою расчётную схему.

Эти и целый ряд других особенностей работы крепи с массивом чрезвычайно усложняют расчёты конструкции и заставляют использовать во многом упрощённые гипотезы, идеализации и методы. Так, в существующих расчётных методах используется, главным образом, эмпирический подход, реализованный в действующих нормативных документах [4 – 7 и др.]. Основным достоинством такого подхода является предельная простота и доступность использования, отсутствие требований по проведению инструментальных инженерных изысканий для определения свойств и исходного напряжённо-деформированного состояния горного массива. При проведении расчётов горного давления здесь достаточно знать лишь прочность горных пород на одноосное сжатие и глубину заложения выработки. Таким образом, существующие расчёты отличаются минимальной потребностью в исходных данных, низким уровнем требований к квалификации проектировщика, т.е. вполне соответствует уровню науки начала XX в.

Однако такие методики нередко приводят к появлению грубых, иногда и фатальных ошибок при проектировании, которые заканчиваются разрушением горных выработок и даже трагическими случаями травматизма горняков. Переход на большие глубины освоения подземного пространства и ведения горных работ в сложных горно-геологических условиях вскрыл несостоятельность существующих подходов и поставил задачу их кардинального изменения.

Поэтому при проектировании и строительстве подземных горных объектов различного назначения необходим переход к более надёжным и обоснованным методам расчёта горного давления и различных конструкций горных крепей с целью обоснованного выбора их параметров. Для решения этой задачи необходимо установить основные закономерности, которым подчиняются процессы деформирования и разрушения пород в окрестности горной выработки с учетом особенностей совместной работы массива и крепи, строения и свойств вмещающих пород и материала крепи. Кроме того, следует перейти от статической картины равновесия пород над выработкой к исследованию развития горного давления вокруг выработки во времени, т.е. изучению направленности процессов разрушения и деформирования пород вокруг подземного объекта.

В настоящее время известно несколько программных продуктов, с помощью которых можно производить расчеты конструкций различного назначения (ПК «Ли́ра» [2, 8], Solid Works [1] и др.). Однако в своем большинстве эти программы предназначены для расчетов обычных строительных конструкций (ПК «Ли́ра») или машиностроения (Solid Works) и не адаптированы к особенностям расчета горного давления и подземных конструкций крепей. Здесь отметим программу канадских

разработчиков – расчетный комплекс *Phase 2* [3]. *Phase 2*, предназначенную для решения плоских упругопластических задач в области горной геомеханики и геотехнических объектов различного назначения. В основу программы положен метод конечных элементов. *Phase 2* позволяет рассчитывать состояние массива (напряжения и деформации) в окрестности подземных объектов.

Рассмотрим особенности использования программы *Phase 2*, менее знакомой отечественным специалистам, для расчёта напряжений и смещений пород вокруг горных выработок.

Как обычно, перед началом решения задачи составляют расчётную геометрическую схему. Для этого задают геометрию выработки – координаты характерных точек контура, углы, ширина, высота, закругления, затем вводят размеры исследуемой модели (автоматически или вручную) и производят (в ручном режиме или автоматически) разбивку модели на конечные элементы. Исходное напряжённое состояние массива задают путем введения главных компонент напряжений σ_1 , σ_3 , σ_z , а также угла между напряжением σ_1 и осью X. Далее вводят свойства различных слоев модели (массива) и крепи (если она установлена в выработке). Каждому материалу слоя массива пород присваивают свой модуль упругости (Юнга), коэффициент Пуассона, критерий прочности (Кулона-Мора, Хоека-Брауна, Друкера-Прагера и др.), когезию разрыва, прочность на одноосное растяжение, угол внутреннего трения, тип поведения слоя (упругий или пластический). Как видим, для выполнения расчетов требуется довольно обширный набор исходных данных, что далеко не всегда находится в распоряжении наших проектировщиков и производителей, что существенно снижает достоверность расчётов.

После формирования расчетной схемы и задания граничных условий и свойств материалов производят компьютерный расчёт и анализ результатов.

Дадим пример решения задачи по определению напряженного состояния пород в окрестности горной выработки сводчатого сечения. Задаём в массиве исходное поле напряжений: главное максимальное напряжение $\sigma_1 = 20$ МПа действует под углом $\alpha = 30^\circ$ к горизонтальной оси, главное минимальное напряжение принимаем $\sigma_3 = 10$ МПа. На рисунке 1 показаны расчётная схема и распределение главных напряжений, а на рисунке 2 отражены графики запаса прочности в массиве пород и на контуре выработки (рис. 2).

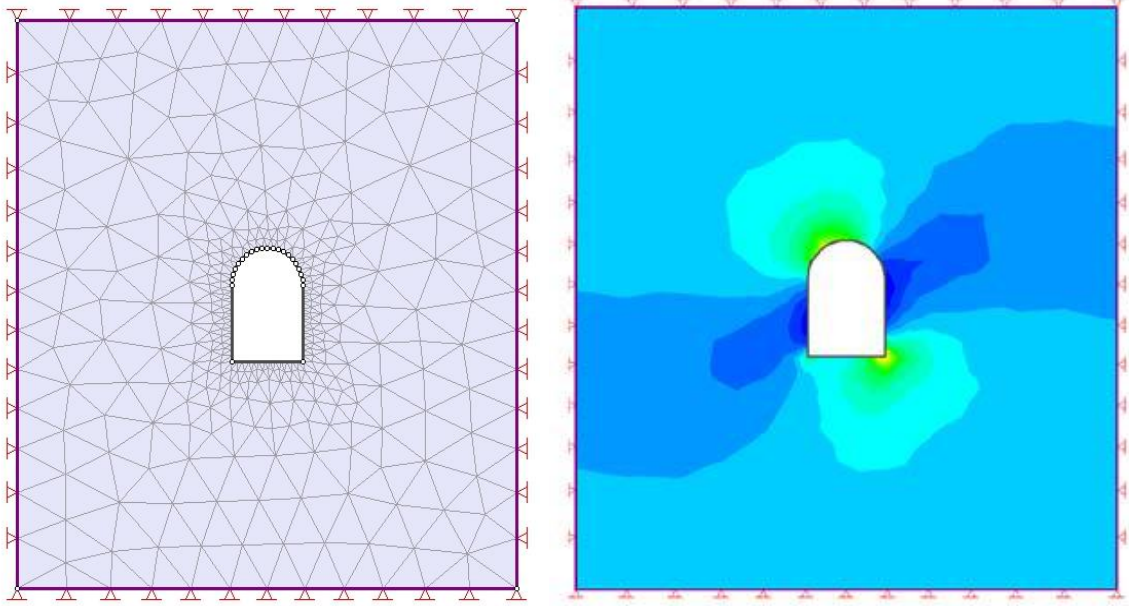


Рисунок 1 – Расчётная схема и распределение напряжений в окрестности сводчатой горной выработки

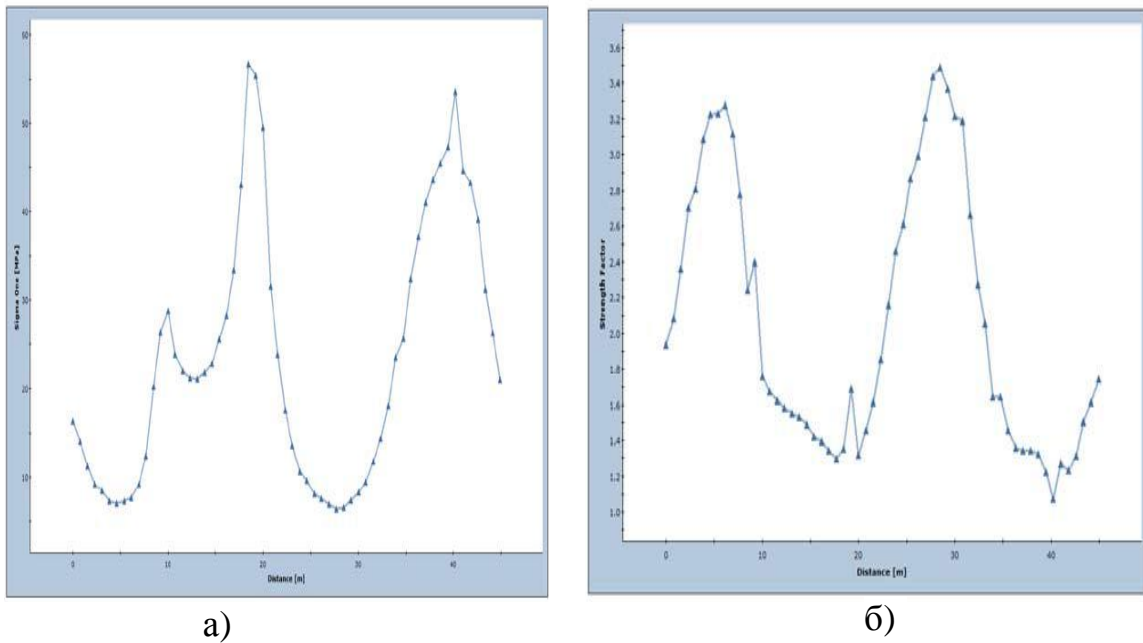


Рисунок 2 – Распределение главных напряжений (а) и критерия прочности пород (б) по контуру выработки

Кроме напряжений в программе можно рассчитать деформации массива и смещения контура выработки (рис. 3). Необходимо учитывать, что для наглядности отображения результатов масштаб перемещений завышен.

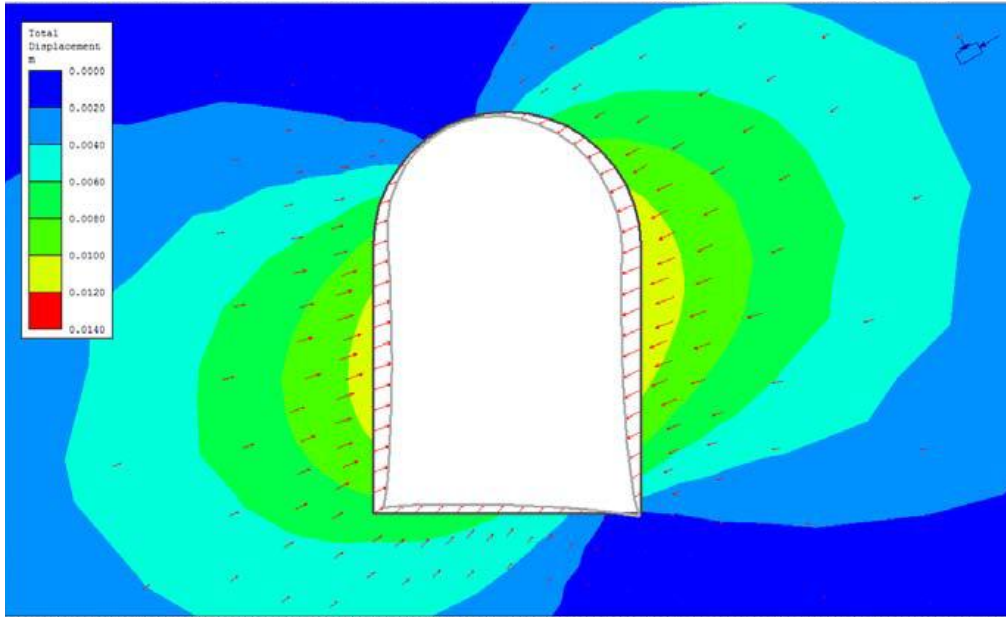


Рисунок 3 – Итоговые смещения массива и контура горной выработки с ориентацией направлений смещений

Одной из важных особенностей программы *Phase 2* является возможность постадийного расчета напряжений при последовательном подвигании забоя выработок, движении лавы и т.п. Рассчитывая очередную стадию, программа учитывает предысторию, т.е. результаты решения задачи на предыдущей стадии. На рисунке 4 показан пример решения задачи о распределении напряжений вокруг очистной камерной выработки при последовательной выемке пород.

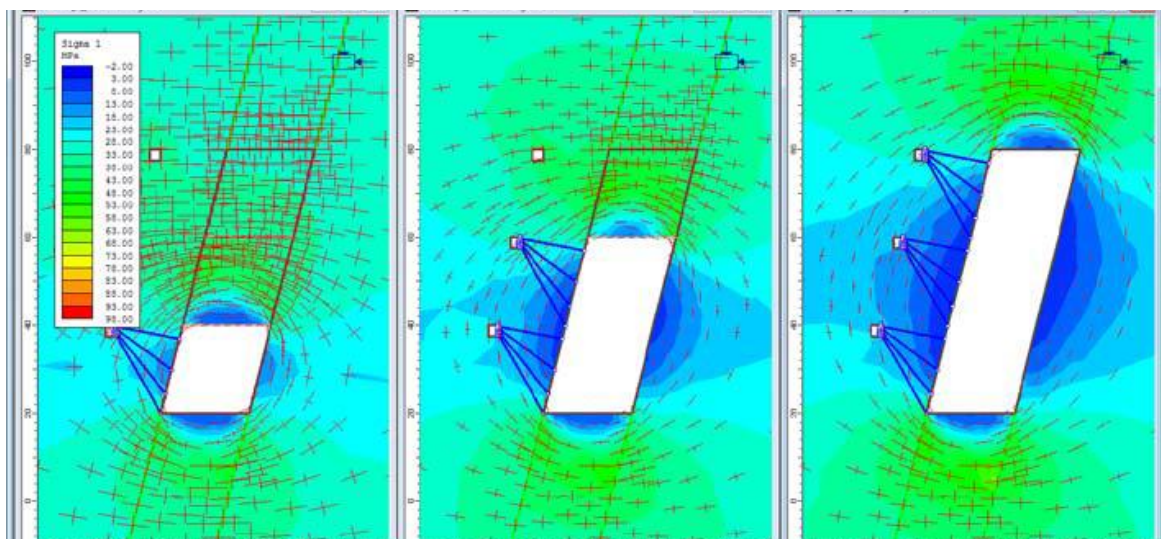


Рисунок 4 – Распределение главных напряжений вокруг очистной выработки при постадийной выемке пород

Рассчитываемая с помощью программы *Phase 2* выработка может иметь крепь различных конструкций (анкерная, железобетонная, металлическая). При задании параметров крепи используют встроенную библиотеку данных. Так, на рисунке 5 показано диалоговое окно задания параметров армирования железобетонной крепи, а на рисунке 6 – распределение напряжений вокруг тоннеля, закрепленного железобетонной крепью. Случай использования анкерной крепи показан на рисунке 4, когда применялись анкера замкового типа, хотя программа позволяет выбирать и другие типы анкеров и задавать их параметры.

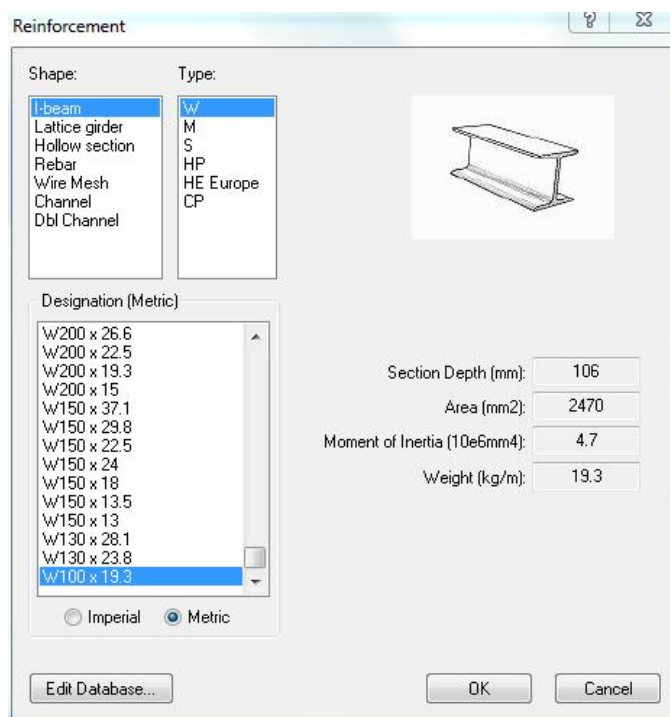


Рисунок 5 – Диалоговое окно выбора параметров жесткого армирования железобетонной крепи

В зависимости от типа крепи диалоговое окно для задания её параметров автоматически изменяется, давая возможность пользователю задавать характеристики, присущие именно данной конструкции крепи (диаметр анкера, максимальное усилие на разрыв – для анкерной крепи; толщина, модули упругости бетона и арматуры, сечение арматуры и другие показатели – для железобетонной крепи).

К достоинствам программы *Phase 2* можно отнести простой и интуитивно понятный интерфейс; возможность получения результатов путём несложных построений расчётных схем и задания свойств массива пород и параметров крепей; моделирования слоистости; наглядного отображения результатов решения задач в виде зон распределения на-

пряжений и деформаций, представленных различными цветами (рис. 1, 3, 4, 6) или в виде графиков (рис. 2); экспорта результатов решения задачи в другие программы (Microsoft Excel и т.д.).

В целом данную программу можно рекомендовать для использования в учебном процессе при подготовке горных инженеров различных специализаций.

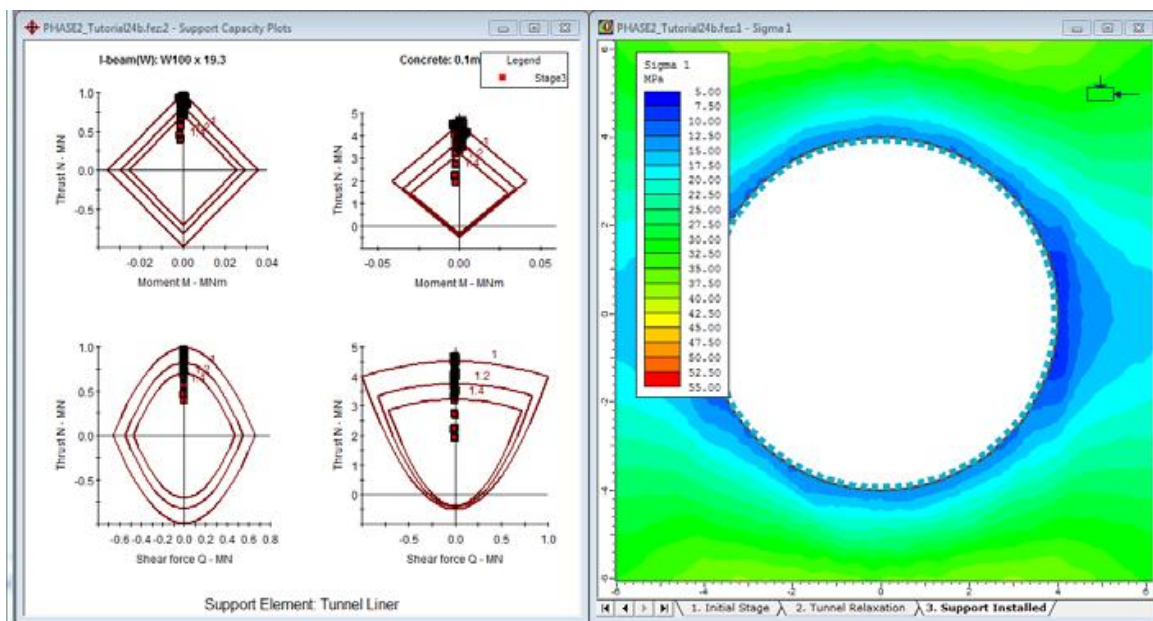


Рисунок 6 – Результат решения задачи о распределении главных напряжений вокруг тоннеля, закрепленного железобетонной крепью

Однако наряду с несомненными достоинствами программы **Phase 2** необходимо отметить и присущие ей недостатки:

1. Невозможность построения объемных расчетных схем и решения объемных задач (3D моделирование).

2. Программа решает задачи лишь в упругой постановке. Несмотря на то, что разработчики декларируют возможность решения упруго-пластических задач, расчетные смещения контура выработки оказываются порядка нескольких миллиметров даже при выборе типа материала – пластический. Расчет реальных смещений пород и определение напряжений при нарушении сплошности пород при образовании зон предельных деформаций (ЗЗД) невозможно.

3. При определении зон разрушений пород вокруг выработок, а также смещений пород применён некорректный метод упругого наложения, для слоёв пород используются ограниченное число и критериев прочности (Кулона-Мора, Хоека-Брауна, Друкера-Прагера и др.), которые не всегда точно и правильно описывают происходящие в массиве

процессы. Программа не допускает возможности введения новых теорий прочности, критериев и т.д.

4. Основной упор в программе сделан на визуальном отображении результатов решения задач в виде цветных зон распределения полей напряжений или деформаций (рис. 1, 3, 4, 6). Представление результатов в виде графиков данных явно недостаточно, поскольку нет возможности построения других графиков, вывода и обработки численных массивов данных, перехода в другие координатные оси, выбора необходимых для конкретных задач факторов и параметров (тангенциальные, радиальные напряжения, деформации под определенным углом к координатным осям и т.п.).

5. Ограничены возможности учёта деформационно-силовых характеристик крепи, их режима работы, моделирования специфических элементов крепей, - узлов податливости с различными параметрами, податливых и комбинированных конструкций крепей, которые отсутствуют в стандартном наборе программы *Phase 2* и т.д.

Указанные недостатки рассмотренного программного продукта присутствуют и в других вычислительных программах, что значительно ограничивает их применение для реальных расчётов и реального проектирования. Поэтому нельзя считать достигнутый уровень программного обеспечения проектирования горного давления и конструкций крепи достаточным.

Сформулируем требования к программам для расчётов геомеханических процессов вокруг подземных выработок, в частности, для прогноза проявлений горного давления и выбора параметров крепи:

1. Корректное решение хотя бы пошаговыми методами последовательного приближения упругопластических задач, а также задач, относящихся к таким проявлениям горного давления, как образование вывалов, сводов естественного равновесия, ЗНД, запредельного поведения пород и материала крепи.

2. Моделирование поведения «особых» элементов крепи и её конструкции в целом – замки податливости, шарниры, блоки, расклинка и пр., анкерные крепи не только в упругом, но и предельном состоянии, пластические шарниры, потеря местной и общей устойчивости и т.п.

3. Расчёт совместной взаимовлияющей работы крепи и массива, нагружение крепи не только активными (заданными) нагрузками, но и заданными деформациями с учётом пассивного отпора пород в упругой, предельной и запредельной стадиях деформирования с учётом физической и геометрической нелинейности.

4. Исследование развития горного давления вокруг выработки во времени, т.е. постадийное решение задач с возможностью учета предыстории решения предыдущей стадии, особенностей формирования во

времени и пространстве нагрузок на крепь, смещения массива и породного контура.

5. Учёт особенностей залегания и состояния породных слоёв в окрестности горной выработки (слоистость, трещиноватость, угол падения, наличие поверхностей ослабления и т.д.).

6. Удобное представление результатов расчётов и их передачи в виде массивов данных в другие программы (MathCad, Excel) для последующей их обработки.

Выводы.

1. Анализ показал, что существующие программные продукты не решают проблему расчёта и проектирования геомеханических объектов, в первую очередь проявлений горного давления в подземных выработках.

2. Наиболее современная программа **Phase 2** может быть рекомендована для учебного процесса горных вузов, хотя в реальной проектной практике её использование ограничено.

3. Сформулированные требования к компьютерному расчёту проявлений горного давления могут быть положены в основу для разработки новых программ и оценки их эффективности.

4. Задачей дальнейших исследований следует считать разработку нового поколения компьютерных программ, учитывающих важные нелинейные эффекты проявлений горного давления в выработках и особенности взаимодействия массива с крепью.

Библиографический список

1. <http://www.solidworks.com>.
2. <http://www.lira.com.ua>.
3. <http://www.roscience.com>.
4. СНиП II-94-80. *Подземные горные выработки. Нормы проектирования.* – М.: Стройиздат, 1982. – 30 с.
5. *Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи / ВНИМИ, ВНИИОМШС Минуглепрома СССР.* – М.: Стройиздат, 1983. – 272с.
6. *Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР.* – Л.: ВНИМИ, 1986. – 222 с.
7. *Инструкция по выбору рамных податливых крепей горных выработок.* – Санкт-Петербург: ВНИМИ, 1991. – 125 с.
8. Литвинский Г.Г. *Расчет крепи горных выработок на ЭВМ: учебн. пособ. / Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В., Емец Е.В.* – Алчевск: ДонГТУ, 2011. – 174 с.

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

*д.т.н. Бабиюк Г.В.,
к.т.н. Смекалин Е.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

О НЕОБХОДИМОСТИ УПРАВЛЕНИЯ РИСКАМИ ПРИ ПЛАНИРОВАНИИ ГОРНОПРОХОДЧЕСКИХ РАБОТ

Запропоновано підхід до планування гірничопрохідницьких робіт, який дозволяє на підставі оцінки ступені ризику невиконання виробничого завдання обґрунтувати вибір рішень в умовах невизначеності.

***Ключові слова:** гірничопрохідницькі роботи, виробниче завдання, управління ризиком, оціночні функції, відношення до ризику.*

Предложен подход для планирования горнопроходческих работ, который позволяет на основании оценки степени риска невыполнения производственного задания обосновать выбор решений в условиях неопределенности.

***Ключевые слова:** горнопроходческие работы, производственное задание, управление риском, оценочные функции, отношение к риску.*

Постановка проблеми. Одной из наиболее ответственных задач при проектировании и организации строительства горных выработок является оценка сроков и стоимости работ, реализуемая в виде плановых заданий проходческим бригадам и соответствующих сметных документов. Используемый в настоящее время директивно-нормативный метод планирования не дает возможности корректно учесть все особенности производства работ в изменчивых условиях, и, как следствие, не позволяет выбрать такое решение, которое удовлетворяло бы всем требованиям и позволяло выполнить работы с определенной степенью гарантии в заданные сроки. Поскольку в настоящее время на угольных шахтах проведение выработок осуществляется в условиях недостаточного финансирования работ, несвоевременного обеспечения работ всеми видами ресурсов, конкуренции со стороны других производственных участков, а также при отсутствии достоверной информации о свойствах массива горных пород, то фактические показатели горнопроходческих работ (ГПР) зачастую не соответствуют принятым планам и зависят от степени учета изменчивости и неопределенности действующих факторов [1].

Принимаемые в такой ситуации решения не могут быть однозначными, так как в производственных отношениях проявляется случайность в затратах и потерях рабочего времени проходческих бригад и неопределенность в получении конечного результата труда.

Анализ публикаций, посвященных исследованию современных методов проектирования организационно-технологических систем показывает, что большое внимание уделяется решению горнотехнических задач с использованием вероятностно-статистических моделей и подходов [2, 3]. При этом описание процессов сооружения горных выработок и их параметров с заданной степенью достоверности возможно только при использовании многокритериальной оптимизации, составляющей основу системного анализа [4].

Особенностью сложных организационных систем является наличие риска принятия эффективных управленческих решений при неполной информации об условиях ее функционирования. Риск при этом понимают как неопределенность потерь или возможность наступления неблагоприятных последствий от принятия неправильного решения. Данный подход справедлив и для ГПР при рассмотрении их как сложной иерархической системы [5]. Так, традиционная трактовка риска как сочетание вероятности того или иного события (сдачи выработки в срок) с его возможными последствиями (удорожание работ) довольно близка к анализу выполнения планового задания. Учет степени риска при неполной информации о функционировании горнопроходческой системы позволит назначать более обоснованные производственные задания и минимизировать последствия от их невыполнения.

Методы анализа и учета риска в настоящее время достаточно детально разработаны применительно к финансовым операциям, в страховании и для прогнозирования чрезвычайных ситуаций [6]. В зарубежной практике управлению рисками посвящено много исследований, которые нашли практическое применение в различных сферах, так, например, в России разработана система нормативных актов по менеджменту рисков (ГОСТ Р 51897-2002, ГОСТ Р 51901.2 (4,5,6,11,14,16) - 2005, МЭК 60300-1:2003 и др.), нашедших отражение в ряде законов по защите от чрезвычайных ситуаций и промышленной безопасности. Однако, в настоящее время риск-менеджмент крайне редко используют при описании технологических систем, исключением являются лишь вопросы анализа и повышения надежности работы различных механизмов [7].

Для учета риска традиционно применяют оценочный и информационный подходы. Информационный подход при этом является более общим, позволяющим проанализировать и описать природу риска. Для достижения конкретного результата в виде управленческих директив,

позволяющих снизить степень риска или его последствия, необходимо использовать оценочный подход [6].

На основании приведенного анализа можно сделать вывод, что вопрос совершенствования методов определения параметров ГПР с учетом риска в условиях неполной информации является актуальным.

Целью данной работы является разработка подхода, который позволит повысить точность и достоверность назначаемых плановых заданий за счет использования методов учета и управления риском при принятии управленческих решений в условиях неопределенности.

Для достижения поставленной цели **необходимо решить ряд задач**, среди которых следует выделить определение и анализ причин неопределенности фактического результата деятельности проходческих бригад при сооружении выработок, а также разработку подхода к определению плановых показателей при сооружении горных выработок с учетом степени риска невыполнения производственного задания и различных типов отношения к риску.

Основной материал исследования. В зависимости от сферы, к которой относятся риски, в классификации выделяют: *природные* (не зависящие от человека); *связанные с человечески фактором*; *технические риски и риски социума*. Все перечисленные виды риска в той или иной мере характерны горнопроходческой системе, поэтому риск при сооружении горных выработок правильнее будет относить к *производственному*, который связан с невыполнением проходческой бригадой своих планов и обязательств в результате неблагоприятного воздействия внешней среды и нерационального использования рабочего времени, технических отказов и влияния корпоративных интересов. Вместе с тем данный риск необходимо относить и к экономическому, оцениваемому убытками от выбора неправильных проектных и управленческих решений.

Причинами неясности и неуверенности в получении ожидаемого результата при сооружении горных выработок, а, следовательно, и риска невыполнения производственного задания являются:

- отсутствие полной информации о многих влияющих факторах из-за случайного распределения свойств основного предмета труда – породного массива, в котором сооружается выработка;
- отказ от использования, а зачастую и незнание, новых методов принятия и реализации многовариантных решений при переходе к интенсивным способам производства работ;
- ограниченность возможностей в сборе, хранении и переработке информации о свойствах пород, постоянно изменяющихся по мере ведения работ;

- непредсказуемость геомеханических процессов и явлений, приводящих зачастую к аварийным ситуациям, которые оказывают серьёзное отрицательное влияние на результаты производственной деятельности и являются источником непредвиденных затрат;
- вероятностная сущность организационно-технологических взаимосвязей и многовариантность информационных и материальных отношений, в которые вступают субъекты горностроительной системы на всех уровнях производственной иерархии;
- соподчиненная роль ГПР по отношению у более общей цели (добыче полезного ископаемого), что выражается в наличии противоборствующих тенденций и даже конкуренции со стороны других производственных участков;
- недостаточность материальных, финансовых и трудовых ресурсов, а также несвоевременность обеспечения ними;
- несбалансированность хозяйственного механизма (планирования, ценообразования, материально-технического снабжения,) на уровне вышестоящей производственно-хозяйственной системы, что ведет к проявлениям целевой неопределенности;
- неустойчивость социально-экономических отношений в стране и относительная ограниченность сознательной деятельности рабочих, что проявляется в отсутствии заинтересованности в результатах своего труда.

В условиях объективного существования риска невыполнения плана и связанных с ним случайных потерь рабочего времени возникает необходимость в формализации алгоритма, который позволил бы наилучшим из возможных способов (с точки зрения поставленных перед производителем работ задач) учитывать вероятностные факторы при реализации хозяйственных решений и оплате труда за выполненные работы, т.е. в определенном управлении риском. При этом под управлением понимается использование в производственной деятельности совокупности методов, приемов и мероприятий, позволяющих установить реальную структуру сложной горнопроходческой системы, характеризующуюся большим числом параметров, которые отображают пространственное и временное поведение ее элементов в конкретных условиях, прогнозировать наступление рискованных ситуаций и принимать меры по исключению или снижению отрицательных последствий наступления таких событий.

С учетом этого, основой нового подхода к планированию горнопроходческих работ на основании управления рисками является необходимость аргументированной оценки степени риска при производстве работ, которая базируется на знании вероятности получения предполагаемого результата. Данная величина может быть статистически оцене-

на с помощью показателя, представляющего собой меру степени соответствия реального результата деятельности проходческой бригады требуемому. Основными показателями плановых заданий проходческих бригад является производительность труда (относительная величина) и скорость проходки (абсолютная величина). Для оценки эффективности ГПР и соответственно выполнения плановых заданий на множестве результатов (месячных показателей работы проходческих бригад) введем числовую функцию соответствия фактической скорости проведения выработки ($V_{\text{пр}}$) требуемой ($V_{\text{пр}}^{\text{ТР}}$):

$$\rho = \rho(V_{\text{пр}}(\mu), V_{\text{пр}}^{\text{ТР}}). \quad (1)$$

В силу того, что $V_{\text{пр}}(\mu)$ является случайной переменной, функция ρ , в общем случае, также есть случайная величина. Планируемую скорость $V_{\text{пр}}^{\text{ТР}}$ будем считать детерминированной величиной, хотя она также подвержена рассеиванию из-за изменчивости условий и явочного штата проходческой бригады. Тогда показатель эффективности можно записать в виде:

$$W(\mu) = m[\rho(V_{\text{пр}}(\mu), V_{\text{пр}}^{\text{ТР}})], \quad (2)$$

где $m[\dots]$ – оператор математического ожидания.

Для того чтобы функция (2) учитывала психологические особенности поведения лица, принимающего решения (ЛПР) в условиях неопределенности, в нее следует ввести оценочную функцию f^{θ_c} , отражающую отношение ЛПР к риску:

$$W(\mu) = m[f^{\theta} \cdot (\rho(V_{\text{пр}}(\mu), V_{\text{пр}}^{\text{ТР}}))], \quad (3)$$

где f^{θ} – функция, учитывающая информацию θ об отношении ЛПР к различным ситуациям в условиях стохастической неопределенности [8].

Показатель эффективности (3) в зависимости от вида оценочной функции f^{θ} и функции соответствия ρ может принимать различные формы. Пусть случайное событие А достижения планового задания выражается соотношением между фактической $V_{\text{пр}}(\mu)$ и требуемой $V_{\text{пр}}^{\text{ТР}}$ скоростью проведения выработки, тогда функция соответствия будет иметь следующий вид:

$$\rho(V_{\text{пр}}(\mu), V_{\text{пр}}^{\text{тр}}) = \begin{cases} 1, & \text{если } V_{\text{пр}}(\mu) \geq V_{\text{пр}}^{\text{тр}}; \\ 0, & \text{если } V_{\text{пр}}(\mu) < V_{\text{пр}}^{\text{тр}}. \end{cases} \quad (4)$$

Функцию соответствия (4) следует использовать в случаях, когда достижение требуемого результата $V_{\text{пр}}^{\text{тр}}$ является неперенным условием выполнения поставленной задачи. При этом показатель эффективности

$$W(\mu) = P\{V_{\text{пр}}(\mu) \geq V_{\text{пр}}^{\text{тр}}\} \quad (5)$$

трактуется как вероятностная гарантия достижения цели. При известной функции распределения скорости проведения выработки $F(V_{\text{пр}})$ в конкретных условиях показатель (5) может быть определен на основании интегральной функция распределения скорости проведения выработки (рис.1 а):

$$W(\mu) = 1 - F(V_{\text{пр}}^{\text{тр}}). \quad (6)$$

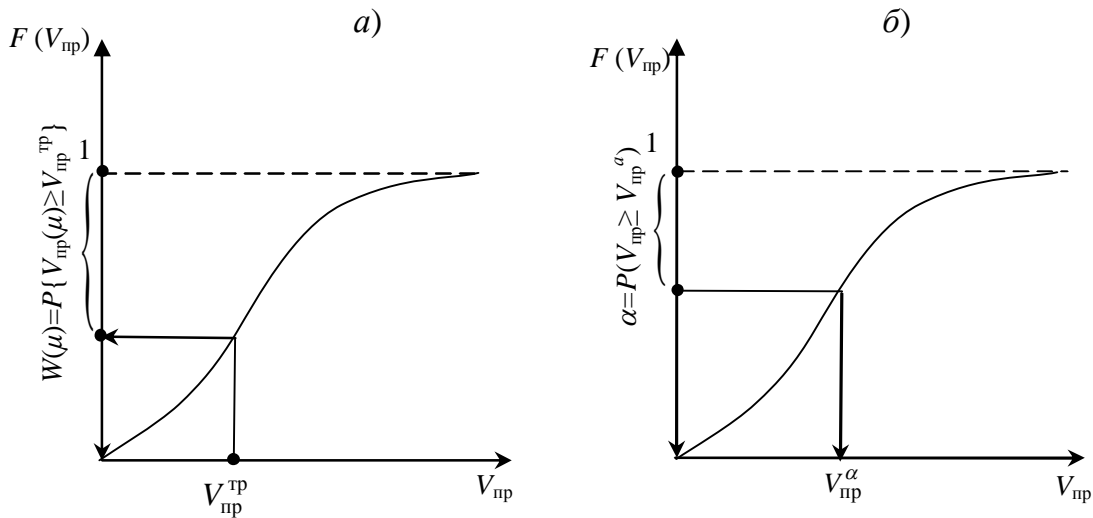


Рисунок 1 – Схема определения вероятностной гарантии выполнения планируемого задания (а) и получения вероятностно-гарантированного результата (б)

Так как в нашем случае цель носит количественный характер, то в качестве показателя эффективности, наряду с (5), может быть принят минимальный результат, планируемый с заданной вероятностью:

$$\alpha = P(V_{\text{пр}}(\mu) \geq V_{\text{пр}}^{\alpha}). \quad (7)$$

Согласно рис. 1, б вероятность того, что скорость проведения выработки будет больше или равна требуемой, составит $\alpha = 1 - F(V_{\text{пр}}^{\alpha})$. Тогда обратную функцию к функции распределения $F(V_{\text{пр}})$ случайной величины скорости проведения выработки, являющейся функцией соответствия при значении аргумента $(1-\alpha)$, можно записать в виде:

$$V_{\text{пр}}^{\alpha} = F^{-1}(1 - \alpha) = \rho. \quad (8)$$

Так как функция соответствия (8) есть величина неслучайная, то показатель эффективности принимает вид:

$$W(\mu) = m[\rho] = V_{\text{пр}}^{\alpha}. \quad (9)$$

Следовательно, показатель (9) является вероятностно-гарантированным результатом, который косвенно отражает требуемый уровень вероятности α (степень гарантии достижения результата).

Рассмотренные выше принципы принятия решений в условиях неопределенности, соответствующие "объективным" показателям (5, 9), образуют достаточно широкое подмножество альтернативных вариантов, выбор из которых при назначении плановых заданий осуществляется "субъективно" проектировщиком или непосредственным руководителем, т.е. ЛПР.

В подобных ситуациях разные ЛПР по разному относятся к вероятному распределению на множестве исходов, так как они имеют различную психологическую доминанту в ситуациях с риском. Так, если различные стратегии оказались при сравнении эквивалентными $W(\mu_1) = W(\mu_2)$, то для "объективного" ЛПР выбор будет неочевиден. Однако, если ЛПР обладает доминантой, то сравнение стратегий целесообразно проводить по "субъективному" показателю с учетом дополнительной системы приоритетов, формирующей оценочную функцию f^{θ} , различную для ЛПР с различными типами отношения к риску. Это может привести к тому, что одна из стратегий станет предпочтительнее.

Тип отношения ЛПР к риску будет определять выбор планового задания на основе данных статистической обработки фактических скоростей проведения выработок. Если ЛПР безразличен к риску, то план проходческой бригады должен соответствовать ее потенциальным возможностям, т.е. $V_{\text{пр}}^{\text{тр}} = m[V_{\text{пр}}]$, а оценочная функция f^{θ} при этом будет линейна (рис. 2, функция 1):

$$f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}}) = m[f^\theta(V_{\text{пр}})] = f^\theta \cdot (m[V_{\text{пр}}]). \quad (10)$$

Если ЛПР обладает несклонностью к риску, то он всегда предпочитает наверняка получить средний результат, нежели рисковать, т.е. $V_{\text{пр}}^{\text{пл}} < m[V_{\text{пр}}]$, тогда функция f^θ – выпукла (рис.2, функция 2):

$$f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}}) = m[f^\theta(V_{\text{пр}})] < f^{\theta'} \cdot (m[V_{\text{пр}}]). \quad (11)$$

Действительно, для случайного события А с двумя исходами $(V_{\text{пр}}^{\text{пл}})'$ и $V_{\text{пр}}^{\text{пл}}$ и соответствующими вероятностями $p_1=p$ и $p_2=1-p$ имеем:

$$p \cdot f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}})' + (1-p) \cdot f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}}) < f^\theta(p \cdot (V_{\text{пр}}^{\text{пл}})' + (1-p)V_{\text{пр}}^{\text{пл}}), \quad (12)$$

что отвечает определению выпуклой функции.

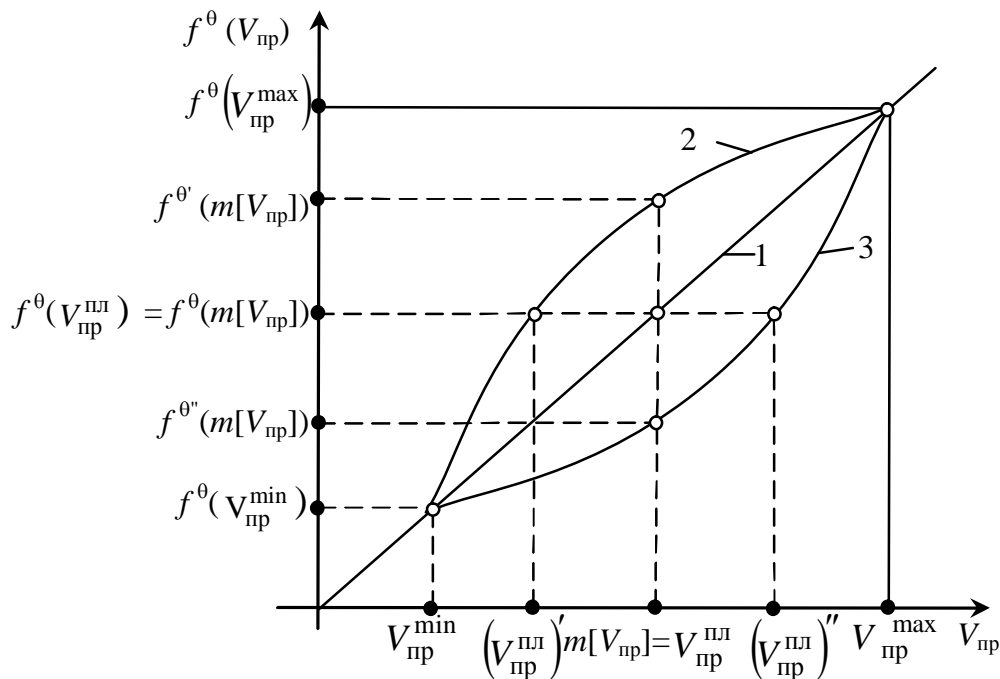


Рисунок 2 – Оценочные функции, учитывающие отношения ЛПР к риску:
 1 – безразличный к риску; 2 – несклонный к риску;
 3 – склонный к риску.

Если ЛПР склонен к риску, то он предпочтет риск не выполнить план по сравнению с получением среднего результата, т.е. $V_{\text{пр}}^{\text{пл}} > m[V_{\text{пр}}]$, тогда функция f^θ – вогнута (рис.2 функция 3):

$$f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}}) = m[f^\theta(V_{\text{пр}})] > f^{\theta''} \cdot [m(V_{\text{пр}})]. \quad (13)$$

Так, для случайного события A с двумя исходами $V_{\text{пр}}^{\text{пл}}$ и $(V_{\text{пр}}^{\text{пл}})''$ и соответствующими вероятностями $p_1 = p$ и $p_2 = 1 - p$ имеем:

$$p \cdot f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}}) + (1 - p) \cdot f^\theta(V_{\text{пр}}^{\text{пл}})'' > f^\theta(p \cdot V_{\text{пр}}^{\text{пл}} + (1 - p)(V_{\text{пр}}^{\text{пл}})''), \quad (14)$$

что соответствует определению вогнутой функции.

Таким образом, в ситуации с риском предпочтения на множестве стратегий устанавливаются путем сравнения математических ожиданий оценочных функций. Для ЛПР с определенной психологической доминантой оценочными функциями скорости проведения выработки, как основного показателя плана проходческих бригад, являются совокупность линейных преобразований:

$$F^\theta(V_{\text{пр}}) = \{ a f^\theta(V_{\text{пр}}) + b, \quad a > 0 \}. \quad (15)$$

Поэтому при получении конкретной функции f^θ следует выбрать начало отсчета b и единицу измерения a , установить предпочтения ЛПР в заданном интервале и выполнить нормирование функции $f^\theta(V_{\text{пр}})$ так, чтобы она изменялась в пределах от 0 до 1. Далее с помощью f^θ нужно определить значения функции эффективности $W(\mu)$ для каждой стратегии $\mu \in M$, а затем сравнить их между собой.

Выводы. Применение предложенного подхода определения плановых показателей ГПР с учетом риска позволяет оценить степень использования потенциальных возможностей проходческих бригад и управлять деятельностью по преодолению ситуаций неизбежного выбора решений в условиях неопределенности. Использование нормированной оценочной функции, характеризующей отношение руководителей работ к риску, позволяет обоснованно корректировать плановые задания, полученные на основании действующих нормативов, что приведет к минимизации величины возможных потерь в случае невыполнения плана.

Библиографический список

1. Бабиюк Г.В. Определение параметров горнопроходческих работ с использованием вероятностно-статистических моделей / Г.В. Бабиюк, Е.С. Смекалин // Вестник Академии строительства «Современные проблемы шахтного и подземного строительства». – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – С. 177-184.
2. Оресте П.П. Применение статистического анализа для определения сроков и стоимости проходки тоннеля / П.П. Оресте // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых, 2006. – №3. – С. 76-93.
3. Першин В.В. Интенсификация горнопроходческих работ при реконструкции шахт / В.В. Першин. – М.: Недра, 1988. – 136с.
4. Згуровський М.З. Основи системного аналізу / М.З. Згуровський, Н.Д. Панкратова. – К.: Видавнична група ВНУ, 2007. – 544 с.
5. Бабиюк Г.В. Многоуровневая модель горно-строительной системы / Г.В. Бабиюк, Е.С. Смекалин // Науковий вісник НГУ, 2007. – №5. – С.32-36.
6. Богоявленский С.Б. Управление риском в социально-экономических системах / С.Б. Богоявленский. – СПб.: изд-во СПб. ГУЭФ, 2010. – 147с.
7. Уродовских В.Н. Управление рисками предприятия: [учеб. пособие] / В.Н. Уродовских. – М.: Инфра-М, 2011. – 168с.
8. Кини Р.Л. Принятие решений при многих критериях: предпочтения и замещения / Р.Л. Кини, Х. Райфа. – М.: Радио и связь, 1981. – 560с.

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

*д.т.н. Заблодский Н.Н.,
к.т.н. Кузьменко В.И.,
Андрощук А.Д.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МНОГОМОДУЛЬНАЯ ПНЕВМАТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА СОЗДАНИЯ ДАВЛЕНИЯ ДЛЯ ВУЛКАНИЗАЦИОННЫХ ПРЕССОВ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ

Наведені результати аналізу натискних систем вулканізаційних пресів конвеєрних стрічок, розглянуто переваги пневматичної системи створення тиску, розроблено технічні вимоги до багатомодульної пневматичної системи та наведено варіанти її виконання.

Ключові слова: *натискна система, вулканізаційний прес конвеєрних стрічок, багатомодульна пневматична система, алгоритм процесу вулканізації.*

Приведены результаты анализа нажимных систем вулканизационных прессов конвейерных лент, рассмотрены преимущества пневматической системы создания давления, разработаны технические требования к многомодульной пневматической системе, приведены варианты её исполнения.

Ключевые слова: *нажимная система, вулканизационный прес конвейерных лент, многомодульная пневматическая система, алгоритм процесса вулканизации.*

Известно, что на угольных шахтах Украины находится в эксплуатации более 39000 стыков конвейерных лент, а количество порывов стыков на каждый километр конвейерной ленты за десятилетний период эксплуатации достигает 62 [1]. Аварийные простои конвейеров на предприятиях с высоким уровнем конвейеризации достигают 10% рабочего времени, а плановые – на изготовление или ремонт стыков – 20%. В среднем один порыв стыка магистрального конвейера угольного предприятия приводит к потере добычи до 2000 тонн угля.

По железорудным и другим добывающим и обогащательным предприятиям данные по количеству стыков конвейерных лент отсутствуют. Но если сопоставить объёмы добычи угля – 27 млн. тонн за 2011 год и железной руды – 143 млн. тонн за 2009 год [2], а также учесть тот факт, что основным видом технологического транспорта на

железорудных и горно-обогажительных комбинатах был, есть и, по-видимому, еще долгое время будет конвейерный транспорт, вопрос выполнения качественной стыковки является очень актуальным.

Анализ публикаций и нормативных документов [3,4,5] а также многолетний практический опыт подтверждает, что качественная стыковка возможна только при обеспечении необходимого и, главное, равномерного давления на стык конвейерной ленты с возможностью его контроля и регулирования в процессе вулканизации.

Безусловными европейскими, да и мировыми лидерами по разработке и изготовлению вулканизационных прессов являются немецкие фирмы NILOS и WAGENER Schwelm. Многолетний опыт по соединению конвейерных лент, накопленный на горнорудных предприятиях различных стран, позволил немецким фирмам разработать широкую гамму вулканизационных прессов различных по назначению, конструкционному исполнению и техническим характеристикам [6]. На территории СНГ крупнейшим производителем вулканизационного оборудования является ОАО «Боровичский завод «Полимермаш» выпускающий более 40 модификаций прессов различной конструкции и назначения [7].

Несмотря на большое разнообразие вулканизационных прессов, их объединяет одна общая конструктивная особенность – наличие нажимной системы, предназначенной для создания равномерного давления по всей площади вулканизируемого стыка.

Классификация нажимных систем создания давления представлена в таблице 1.

Каждая из систем создания давления имеет свои достоинства и недостатки. Гидравлическая система до недавнего времени являлась самой распространенной и широко применялась и применяется в вулканизаторах немецкого и российского производства. Достоинства гидравлической системы очевидны в стационарных вулканизационных прессах, к которым не предъявляются требования по минимизации массы переносных частей и климатическим условиям эксплуатации. В переносных прессах оснащение, как правило, верхней нажимной балки гидроцилиндрами, опорными башмаками и гидравлическими трубками приводит к увеличению массы верхней балки на 15 -30 кг, снижению надёжности и существенному удорожанию вулканизатора. К тому же эксплуатация гидравлических вулканизаторов при температуре от +10⁰С и ниже сопряжена с определенными проблемами, вызванными увеличением вязкости рабочей жидкости. Кроме того, эксплуатация, обслуживание и ремонт гидравлической системы требует высокой квалификации обслуживающего персонала, наличия определенной номенклатуры запасных частей и инструментов.

Таблица 1 - Классификация нажимных систем вулканизационных прессов

Наименование системы	Конструктивные особенности	Контроль давления	Применение
Гидравлическая	Гидроцилиндры, гидродомкраты, ручной или электрический насос	+	NILOS (Германия) ПСТ(Россия)
	Гидравлическая диафрагма, маслостанция с подогревом масла до 150 ⁰ С.	+	ПВШ-120 (Россия)
	Гидравлическая диафрагма, насос	+	ПСШ-1М (Россия)
	Термокомпрессионная диафрагма	-	ПСА,ПСС, ПВМ(Россия)
Пневматическая	Одномодульная диафрагма (подушка), компрессор	+	NILOS, WAGENER (Германия), SHOW ALMEKS, ALLIS CHALMEPS (Канада)
	Многомодульная диафрагма, компрессор	+	ВКЛП(Украина)
Механическая	Стяжное устройство винтового типа, динамометрический ключ, компенсатор прогиба	+	Вулканизаторы серии ВКЛ (Украина)
	Стяжное устройство винтового типа, рычаг	-	ВИКЛ -650, ВИКЛ-800 (Украина)
Гидромеханическая	Стяжное устройство винтового типа, диафрагма	+	WAGENER (Германия)

Гидравлическая система термокомпрессионного типа лишена основных недостатков классической гидросистемы, но из-за низкой надежности сварной металлической диафрагмы и наличия в ней горячей жидкости под давлением, не может быть рекомендована к широкому внедрению.

Механическая и гидромеханическая системы создания давления отличаются конструктивной простотой, неприхотливостью в эксплуатации и при наличии компенсатора прогиба механического, пневматического или гидравлического типа, а также динамометрического ключа, пневматического или электрического гайковерта и манометра, способны создать равномерное, контролируемое давление по всей поверхности вулканизируемого участка конвейерной ленты. Недостатки механической системы можно разделить на две группы – технические и эксплуатационные. Технические недостатки обусловлены следующими обстоятельствами:

- существенными механическими нагрузками на резьбовую пару гайка – винт, что приводит к быстрому износу резьбы, особенно при интенсивной эксплуатации в условиях запыленной окружающей среды;

- необходимостью в высококвалифицированных кадрах, способных с высокой точностью изготовить упорную или трапецеидальную резьбу;

- недостаточно высокой надежностью динамометрических ключей или их высокой стоимостью.

Эксплуатационные недостатки связаны с определенными неудобствами, возникающими при стыковке конвейерных лент в условиях ограниченного пространства – в конвейерных галереях, подвалах и т.п. Дело в том, что при стыковке конвейерных лент шириной 1000 мм и более необходим динамометрический ключ длиной 700 мм, а усилие на рукоятке ключа должно составлять 40-50 кг. При этом затяжка каждой пары стяжных устройств должна производиться синхронно и в два этапа для создания предварительного и рабочего давления. Создание нормального давления на стык конвейерной ленты при таких условиях крайне затруднительно, а в некоторых случаях и невозможно.

Пневматическая система создания давления лишена практически всех недостатков, характерных для гидравлической и механической системы и при соблюдении правил эксплуатации и хранения работает без обслуживания и ремонта долгие годы. Примером тому могут служить пневматические подушки, которые в составе канадского пресса «ALLIS - CHALMERS» эксплуатируются на ОАО «Полтавский ГОК» более 30 лет. По мнению специалистов комбината, пневматическая система создания давления является лучшей из всех существующих систем поскольку:

а) обеспечивает равномерное давление по всей площади стыка, что гарантирует высокое его качество и позволяет практически в два раза уменьшить рекомендуемую правилами длину стыка при равных показателях его прочности;

б) чрезвычайно надежна и проста в монтаже и транспортировке за счет небольшой массы (15-20 кг) и габаритов;

в) упрощает и облегчает конструкцию нажимных балок и нагревательных плит вулканизатора за счет равномерного распределения усилия по всей длине балки.

г) не создает проблем при любых условиях эксплуатации, а время набора давления от 0 до 0,8 МПа занимает не более одной минуты.

Недостатками одномодульной пневматической системы являются высокая стоимость подушки и сложная технология её изготовления, обусловленная необходимостью изготовления дорогостоящей технологической оснастки на каждый типоразмер вулканизационного пресса.

Форма и размеры подушки могут отличаться как углом скоса стыка, величина которого может колебаться от 0 до $22^{\circ}40'$ к линии перпендикулярной оси конвейерной ленты, так и размерами стыка. При этом длина стыка даже для одного типоразмера ленты может отличаться в 1,5 – 2 раза, что зависит от множества объективных и субъективных факторов.

Из всего вышеизложенного можно сделать вывод о необходимости разработки универсальной нажимной пневматической системы вулканизационных прессов конвейерных лент, которая должна отвечать следующим техническим требованиям:

- 1) рабочее давление - 0,8 и 1,4 МПа;
- 2) удельная масса – не более 20 кг/м²;
- 3) рабочая температура – 100⁰С;
- 4) падение давления – не более 0,1 МПа за рабочий цикл (примерно 8 часов);

- 5) невысокая удельная стоимость – не выше 5000 грн/м²;

- 6) технология изготовления должна обеспечивать изготовление пневматической системы любых размеров и формы;

- 7) конструкция пневматической системы должна быть многомодульной, что обеспечит её ремонтпригодность и позволит создавать давление на вулканизируемый стык конвейерной ленты по заданному алгоритму в автоматическом или ручном режиме управления;

- 8) конструкция системы должна быть вандалоустойчивой, иметь высокую стойкость к проколам, надрезам и другим механическим повреждениям, иметь приспособление для переноски и (при необходимости) шаровой кран или обратный клапан с устройством сброса давления и манометр;

9) среда давления – воздух (до 1,0 МПа) или смесь вода – гликоль (до 1,4 МПа);

10) давление должно создаваться с помощью переносного компрессора (без ресивера или с ресивером малого объёма) или гидравлического насоса с ручным или электрическим приводом.

С учетом приведенных требований разработано несколько вариантов конструкции пневматической системы вулканизационных прессов, которые объединяет один общий элемент – пневматический модуль, изготовленный из дополнительно формованного резинового рукава диаметром 80 – 120 мм с герметизацией торцевых частей, выполненных по специальной технологии с интегрированием штуцера для подачи рабочей среды. Общий вид модуля и его поперечный разрез изображены на рисунке 1. Размеры А и Б пневматического модуля и количество модулей определяют размеры пневматической системы, а угол торцевых заделок α - угол скоса стыка конвейерной ленты, что позволит по единой технологии с использованием одного набора технологической оснастки и однотипных материалов и комплектующих изготовить пневматическую систему любых размеров и формы.

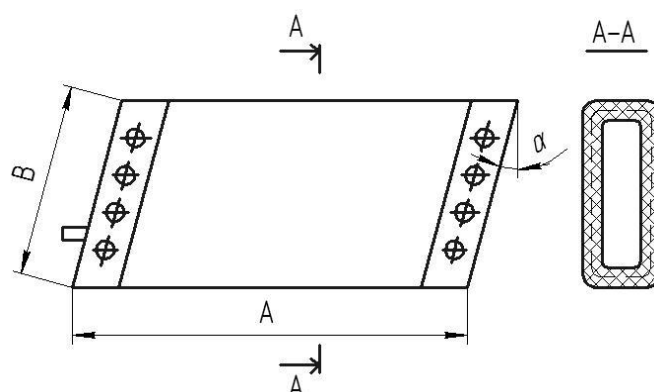


Рисунок 1 - Пневматический модуль

Многомодульная пневматическая система с поперечным расположением модулей и одноконтурной схемой создания давления, изображённая на рисунке 2, является самой простой, надёжной и дешёвой, поскольку для её изготовления требуется минимальное количество модулей, а, следовательно, минимальное количество заделок, штуцеров и т.п. Кроме того, такая система позволяет выполнять компоновку неограниченного количества подушек вдоль конвейерной ленты при стыковке широких или тяжёлонагруженных лент. Следует также отметить, что в этом варианте пневматической системы пространственная ориентация пневматических модулей совпадает с ориентацией нажимных балок, что облегчает работу, как нажимной системы, так и нагревательных плит вулканизационного прессы.

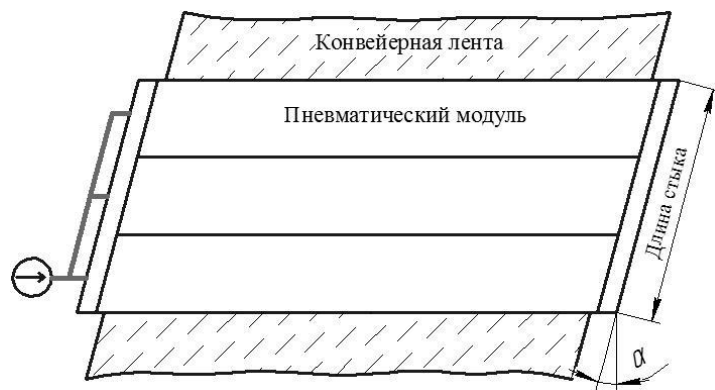


Рисунок 2 - Многомодульная пневматическая система с поперечным расположением модулей и одноконтурной схемой создания давления

Многомодульная пневматическая система с продольным расположением модулей и одноконтурной схемой создания давления, изображенная на рисунке 3, предпочтительна для узких, но тяжёлонагруженных конвейерных лент шириной до 1000мм с длиной стыка не менее его ширины. Общий вид опытного образца такой пневмосистемы представлен на рисунке 5. А на рисунке 4 изображена такая же пневмосистема только с многоконтурной системой создания давления, что позволит создавать давление на стыке конвейерной ленты по заданному закону. Например, в первую очередь - в модуле №4, затем последовательно с заданным интервалом времени- в модулях №3,5; №2,6; №1,7. Это позволит повысить прочность стыкового соединения за счет дегазации стыка путем вытеснения пузырьков воздуха и газообразных продуктов вулканизации от центра стыка к его периферийным частям.

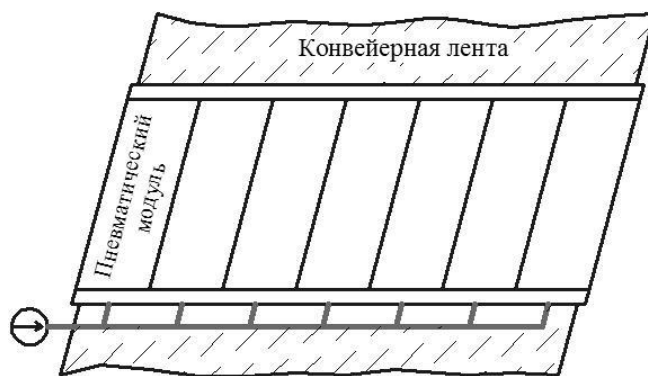


Рисунок 3 - Многомодульная пневматическая система с продольным расположением модулей и одноконтурной схемой создания давления

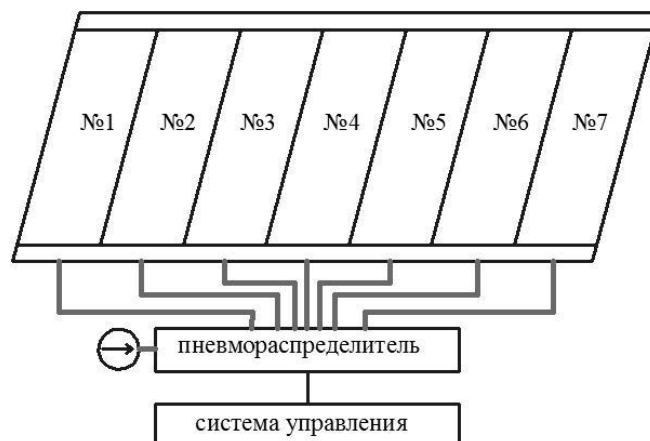


Рисунок 4 - Многомодульная пневматическая система с продольным расположением модулей и многоконтурной схемой создания давления

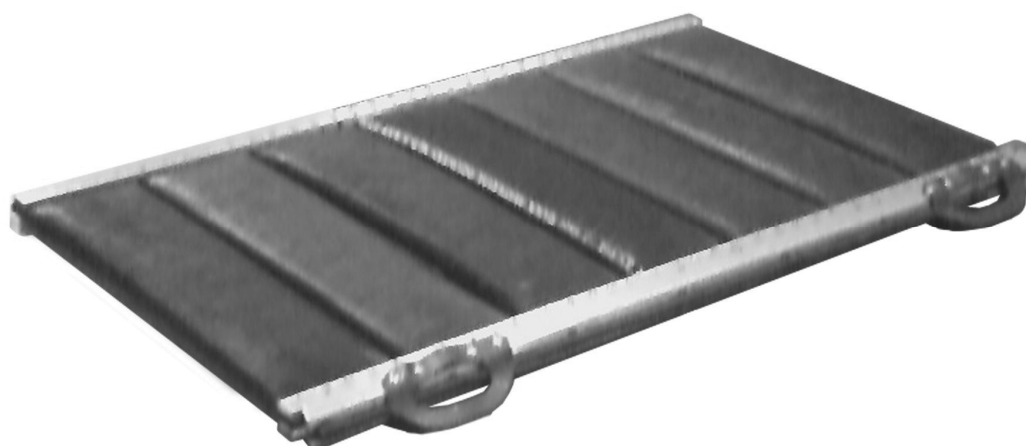


Рисунок 5 - Общий вид опытного образца многомодульной пневматической системы с продольным расположением модулей

Необходимо отметить, что все три вида пневмосистемы позволяют полностью автоматизировать процесс вулканизации конвейерной ленты по алгоритму, приведенному на рисунке 6, что позволит полностью исключить влияние человеческого фактора на технологический процесс. Реализация процесса автоматической вулканизации конвейерной ленты с точки зрения элементной базы вполне реальна и экономически целесообразна, однако требует дополнительной научно – технической проработки.

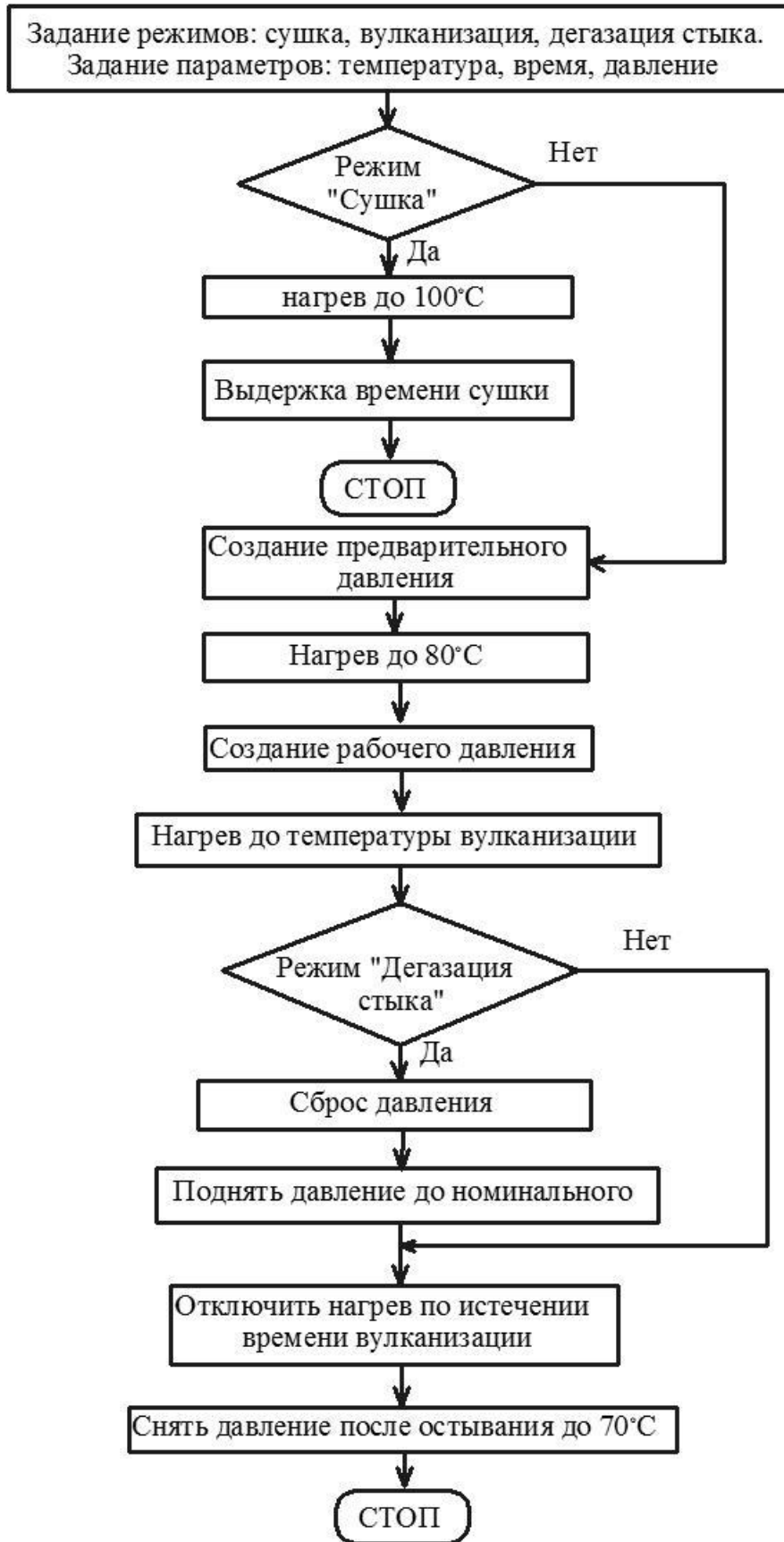


Рисунок 6 - Алгоритм работы вулканизационного пресса

Вывод. Разработанная универсальная многомодульная пневматическая система создания давления позволяет выполнить стыковку конвейерных лент всех типов в составе любых вулканизационных прессов, что обеспечит высокую прочность стыка, позволит сократить временные, финансовые и человеческие ресурсы на выполнение одного стыка, существенно уменьшит массу вулканизационного оборудования и снизит расходы на его эксплуатацию и обслуживание.

Библиографический список

1. Ихно С.А. Основные пути повышения качества стыковых соединений лент шахтных конвейеров / С.А. Ихно, Ю.А. Беломестнов, В.В. Баштырев, В.А. Фифиндик, А.Я. Грудачёв // Уголь Украины, 2004. – С. 32 – 34.

2. Перегрудов В.В. Современное состояние и перспективы развития железорудной промышленности Украин / В.В Перегрудов, А.Е. Грицина, Б. Т. Драгун // Металлург.и горноруд. пром-сть. – 2010. - №2. – С. 148 – 153.

3. Андросук А.Д. Переносные вулканизаторы – прессы для предприятий горнорудной и металлургической промышленности / А.Д. Андросук, Н.Н. Заблодский., В.И. Войтенко, А.Н. Рассыпной // Металлург.и горноруд. пром-сть. – 2007. - №2. – С. 63 – 66.

4. Кузнецов А.С. Тенденции развития сервисного сопровождения и эксплуатации конвейерных лент на предприятиях Украины / А.С. Кузнецов // Горное оборудование и электромеханика, 2006. - №2. - С. 46 – 47.

5. Правила эксплуатации подземных ленточных и пластинчатых конвейеров на угольных и сланцевых шахтах. – М.: ИГД им. Скопинского, 1980. – 223с.

6. Хартлиб П Современный уровень развития вулканизационных прессов NILOS и WAGENER Schwelm / П. Хартлиб, К. Франке, А. Ишимов, Х. Райт, А. Кондрашин // Уголь, 2009. – С. 19 – 21.

7. Васильев А.Н. Оборудование для вулканизации конвейерных лент завода «Полимермаш» / А.Н. Васильев, П.Н.Мананников, Ю.И. Григорьев.// Глюкауф на русском языке – 2000. - №1. – С. 63 – 66.

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

*д.т.н., Корнеев С.В.,
Доброногова В.Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),
к.т.н. Сафонов В.И.
(УИПА, г. Харьков, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭКСТРЕННЫХ ПЕРЕГРУЗОК ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ С ГИДРОДИНАМИЧЕСКИМ ПРИВОДОМ И ГИДРАВЛИЧЕСКИМИ НАТЯЖНЫМИ УСТРОЙСТВАМИ

Наведена математична модель вибійного скребкового конвеєра з гідродинамічним приводом і з гідравлічними натяжними пристроями (ГНП). Підтверджена адекватність моделі. В результаті моделювання режимів роботи конвеєра встановлена працездатність ГНП як засобу оперативного захисту від екстрених перевантажень.

Ключові слова: *вібійний скребковий конвеєр, гідродинамічний привід, гідравлічний натяжний пристрій, математична модель, адекватність, екстрені перевантаження, оперативний захист.*

Приведена математическая модель забойного скребкового конвейера с гидродинамическим приводом и с гидравлическими натяжными устройствами (ГНУ). Подтверждена адекватность модели. В результате моделирования режимов работы конвейера установлена работоспособность ГНУ как средства оперативной защиты от экстренных перегрузок.

Ключевые слова: *забойный скребковый конвейер, гидродинамический привод, гидравлическое натяжное устройство, математическая модель, адекватность, экстренные перегрузки, оперативная защита.*

Существенное повышение технико-экономических показателей добычи угля может быть достигнуто в результате повышения надежности забойного оборудования, в том числе и забойных скребковых конвейеров (ЗСК), для которых наиболее тяжелым остается режим сравнительно редкого экстренного стопорения тягового органа (ТО), зачастую приводящего к его разрушению и длительным простоям лавы. Полностью устранить стопорения ТО не удастся, поэтому в приводе конвейера предусматриваются те или иные способы и средства защиты от перегрузок. Наибольшее распространение получили самоуправляемые гидро-

муфты (ГМ) постоянного заполнения, выполняющие, наряду с прочими, функцию ограничения крутящего момента. Вместе с тем продолжающиеся разрушения конструктивных элементов ТО и трансмиссии ЗСК в режимах стопорения указывают на то, что при надежной защите двигателей от опрокидывания при длительных перегрузках ГМ оказываются недостаточно эффективными при экстренных перегрузках. Отказы ТО обусловлены удаленностью ГМ от объекта защиты – ТО и наличием значительных вращающихся масс, присоединенных к турбинному колесу ГМ, (ведомой части привода). Особенно их влияние заметно при заклиниваниях ТО вблизи привода. В этом случае при большой жесткости участка силовой системы между ГМ и препятствием движению ТО запасенной в ведомой части привода кинетической энергии, как известно, достаточно для возникновения опасных динамических перегрузок. Очевидно, что для повышения надежности конвейеров необходимо предусмотреть дополнительные средства защиты от экстренных перегрузок.

Анализ результатов известных теоретических и экспериментальных исследований [1, 2] режимов экстренного нагружения конвейеров с гидродинамическим приводом указывает на недостаточную изученность его защитных свойств. Это связано со сложностью протекающих в ГМ процессов и с несовершенством применяемых для их исследования моделей. Нельзя, например, пренебрегать влиянием на динамические нагрузки в ТО вращающихся масс рабочей жидкости (РЖ) в ГМ, на что косвенно указывают материалы работы [2], в которой отмечается существенное различие статических и динамических механических характеристик гидромуфт. Максимальный динамический момент ГМ типа ГПЭ400, например, в 1,4 раза превышает максимальный статический.

В работе [3] с теоретических позиций рассматривается возможность применения для оперативного ограничения динамических нагрузок в ТО гидравлического натяжного устройства (ГНУ), хотя его основной функцией традиционно считается обеспечение монтажного натяжения. Показано, что в случае применения в составе конвейера СПБЗМ с гидромуфтами ГНУ, гидроцилиндры которого опираются на опоры приводного вала со звездочками, максимальные нагрузки в ТО снижаются на 12...13 %. Лучшим компоновочным решением считается применение ГНУ с обособленным телескопическим узлом раздвижности (раздвижным рештаком), устанавливаемым между приводом и переходной секцией рештачного става. И в этом случае, несмотря на увеличение массы перемещаемых посредством ГНУ частей привода и сопротивлений их движению, нагрузки в ТО, также несколько снижаются. Из данной работы видно, что от ГНУ нельзя ожидать существенного снижения нагрузок и повышения надежности системы. Вместе с тем, полученные с применением упрощенных двухмассовых моделей конвейера резуль-

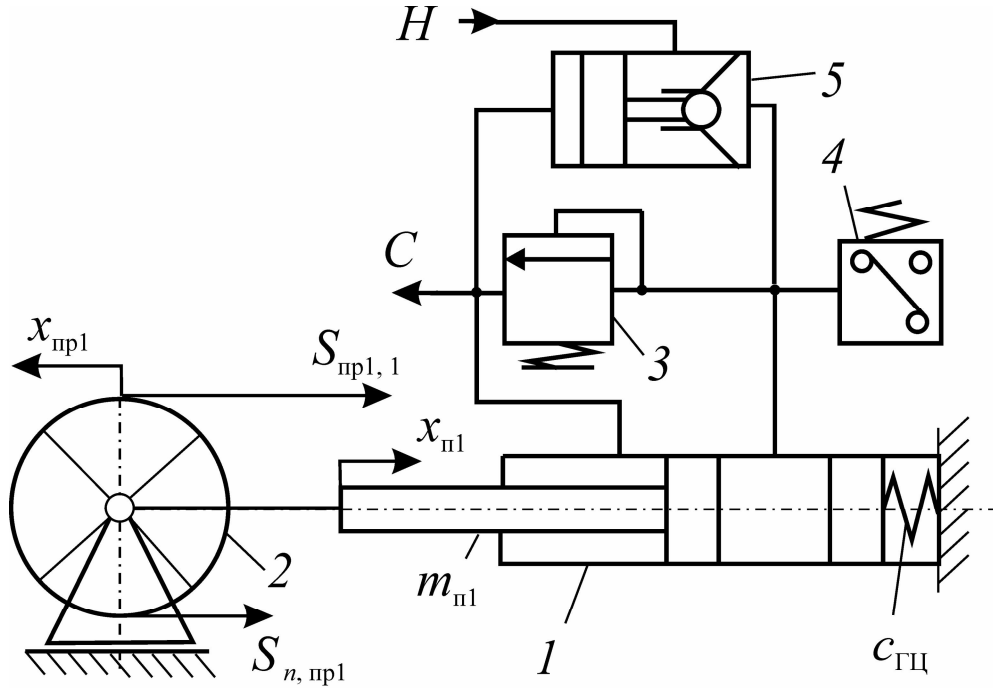
таты нуждаются в теоретической проверке на более детально разработанных моделях.

Дальнейшие исследования защитных функций ГНУ с телескопическим рештаком в составе конвейеров нового технического уровня КСД27 с электромеханическим приводом (без гидромурфт) при условии своевременного отключения двигателей при срабатывании предохранительного клапана (ПК) ГНУ, а, возможно, и с некоторым упреждением, отражены в работе [4]. ГНУ содержит датчик нагрузок, входящий также в систему автоматического управления основными средствами защиты или защитного отключения приводных асинхронных двигателей (АД), возможно, с наложением динамического торможения. Применение ГНУ позволяет после его срабатывания увеличить продолжительность процесса нагружения ТО, тем самым обеспечивая возможность своевременного включения и эффективной работы управляемых основных средств защиты. На приведенных в работе примерах показано, что максимальные усилия в ТО, благодаря применению ГНУ и отключению АД, снижаются в 2,2 раза до уровня, приемлемого по условию прочности цепей.

Анализ приведенных работ указывает на возможность эффективной защиты конвейеров с гидродинамическим приводом от экстренных перегрузок в результате применения ГНУ в комплексе с отключением, а возможно и с электрическим торможением АД. Однако для обоснования такой гипотезы необходимы дополнительные исследования и математическая модель для их проведения.

Целью работы является моделирование процессов нагружения силовой системы забойных скребковых конвейеров с гидродинамическим приводом и гидравлическими натяжными устройствами при экстренных стопорениях ТО для установления работоспособности ГНУ в качестве оперативного средства защиты.

Динамическая модель ГНУ приведена на рис. 1. Фрагменты математической модели конвейера с ГМ и ГНУ, общая структура которой гомоморфна реальным конвейерам, например, конвейеру СП250.11 и его аналогам СП202М, СП63М и др., заимствованы из работ [1, 4].



- 1 – гидроцилиндры; 2 – приводная станция;
 3 – предохранительный клапан; 4 – датчик давления;
 5 – гидрозамок

Рисунок 1 – Динамическая модель ГНУ

В целом математическая модель после ее «сборки» выглядит следующим образом:

$$J_1 \ddot{\phi}_{1j} = M_{\bar{a}j} - c_1(\phi_{1j} - \phi_{2j}) - \mu_1(\omega_{1j} - \omega_{2j});$$

$$J_2 \ddot{\phi}_{2j} = c_1(\phi_{1j} - \phi_{2j}) + \mu_1(\omega_{1j} - \omega_{2j}) - M_{\bar{a}j};$$

$$J_3 \ddot{\phi}_{3j} = M_{\bar{a}j} - c_2(\phi_{3j} - \phi_{4j}) - \mu_2(\omega_{3j} - \omega_{4j});$$

$$J_4 \ddot{\phi}_{4j} = c_2(\phi_{3j} - \phi_{4j}) + \mu_2(\omega_{3j} - \omega_{4j}) - R_{\phi 1} F_{1j};$$

$$J_5 \ddot{\phi}_{5j} = \eta_1 R_{\bar{e}1} F_{1j} - R_{\phi 2} F_{2j};$$

$$J_6 \ddot{\phi}_{6j} = \eta_2 R_{\bar{e}2} F_{2j} - R_{\phi 3} F_{3j};$$

$$J_7 \ddot{\phi}_{7j} = \eta_3 R_{\bar{e}3} F_{3j} - c_6 \left(\phi_{7j} - \frac{x_{i \delta 1}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right) - \mu_6 \left(\omega_{7j} - \frac{v_{i \delta 1}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right);$$

$$\frac{J_{\hat{a}} \ddot{x}_{i \delta 2}}{R_{\zeta \hat{a}}} = \sum_{j=1}^{\delta_1} \left[c_6 \left(\phi_{7j} - \frac{x_{i \delta 1}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right) + \mu_6 \left(\omega_{7j} - \frac{v_{i \delta 1}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right) \right] + R_{\zeta \hat{a}} (S_{n, i \delta 1} - S_{i \delta 1, 1});$$

$$\frac{J_{\hat{a}} \ddot{x}_{i \delta 2}}{R_{\zeta \hat{a}}} = \sum_{j=\delta+1}^{\delta_1} \left[c_6 \left(\phi_{7j} - \frac{x_{i \delta 2}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right) + \mu_6 \left(\omega_{7j} - \frac{v_{i \delta 2}}{R_{\zeta \hat{a}}} \right) \right] + R_{\zeta \hat{a}} (S_{k, i \delta 2} - S_{i \delta 2, k+1});$$

$$\begin{aligned}
m_i \ddot{x}_i &= F_i - f_{\delta} \delta_i - F_{\tau i} - R_i; \\
m_{\bar{a}} \ddot{x}_{\bar{a}} &= F_{\tau i} - f_{\delta} \delta_{\bar{a}}; \\
m_{nl} \ddot{x}_{nl} &= n_{\bar{a}} F_{\bar{a}} p_{\bar{a}l} - S_l - F_{nl} \pm m_{nl} g \sin \beta = 0; \\
\dot{Q}_l &= Q_{nl} - Q_{pl} - Q_{i \varepsilon l}.
\end{aligned}$$

В приведенных уравнениях: J_r и $\varphi_{r,j}$ – момент инерции и угловая координата r -й вращающейся массы j -го приводного блока, $r=1, 2, \dots, 5$, $j=1, 2, \dots, p_1$; p и p_1 – число приводных блоков в головном приводе и в целом в конвейере; J_6 – момент инерции приводного барабана со звездочками; M_{dj} – крутящий момент, развиваемый АД; c_r и μ_r – коэффициенты жесткости и вязкости r -й связи между сосредоточенными массами приводных блоков; $M_{Гj}$ – крутящий момент, передаваемый ГМ; F_{mj} – усилие в m -й зубчатой передаче редуктора, $m=1, 2, 3, 4$; $R_{ш(к)m}$ – радиус шестерни (с индексом «ш») и колеса (с индексом «к») m -й передачи редуктора; η_m – КПД m -й передачи редуктора; $R_{зв}$ – радиус приводной звездочки; $x_{пр l}$ и $v_{пр l}$ – перемещение и скорость ведущего сечения ТО на приводных звездочках l -го привода, $l=1$ (головной привод), 2 (хвостовой привод); $S_{пр 1, 1}$, $S_{пр 2, k+1}$ и $S_{n, пр 1}$, $S_{k, пр 2}$ – усилия в набегающих и сбегающих с приводных звездочек 1-го и 2-го приводов ветвей ТО; W_l – тяговое усилие, развиваемое l -м приводом; m_i и x_i – соответственно, i -я сосредоточенная масса ТО и ее перемещение, $i=1, 2, \dots, n$; $f_{\tau i}$ – сила сопротивления движению i -й массы ТО; то же, но с индексом «Г» относится к i -й массе груза; F_i – сумма активных сил, действующих на i -ю массу ТО; $F_{н i}$ – напорное усилие, с которым i -ая масса ТО действует на груз; R_i – реакция препятствия движению i -й массы ТО при его заклинивании; $m_{п l}$ – масса поступательно перемещающихся частей l -й приводной станции; $x_{п l}$ – перемещение l -й приводной станции; n_r – число ГЦ в каждом ГНУ; S_l – сила воздействия ТО на l -ю приводную станцию; $F_{п l}$ – сопротивление движению l -й приводной станции; g – ускорение свободного падения; β – угол установки конвейера; Q_l – количество жидкости в ГЦ l -й приводной станции; $Q_{п l}$ и $Q_{р l}$ – значения подачи и расхода РЖ через электрогидрораспределитель, которые обеспечиваются при крайних положениях золотника; $Q_{пк l}$ – расход РЖ через ПК l -го привода, $Q_{i \varepsilon l} = Q_{i \varepsilon} \sqrt{\Delta p_{\bar{a}l} / \Delta p_{i \varepsilon}}$, где $\Delta p_{Г l}$ и $\Delta p_{пк}$ – перепады давления в ПК, $\Delta p_{Г l} = p_{Г l} - p_c$, $\Delta p_{пк} = p_{пк} - p_c$; $p_{Г l}$ – текущее значение давления в ГЦ l -ой приводной станции; p_c – давление в сливной магистрали; $p_{пк}$ – давление настройки ПК; $Q_{пк}$ – расход РЖ через ПК при $\Delta p_{пк}$.

Здесь $Q_{пк l} = 0$, если $p_{Г l} < p_{пк}$. В рабочем режиме, предшествующем стопорению, $Q_{п 1} = Q_{р 1} = 0$, $Q_{п 2} = 0$, если $p_{Г 2} < p_{пер}$, и $Q_{р 2} = 0$, если $p_{Г 2} > p_{пер}$, $p_{пер}$ – давление в ГЦ, которое задается согласно закону регулирования.

Привод покоится, т.е. $\dot{x}_{\text{ГЦ}}=0$, если выполняется условие $t=0$ или $\dot{x}_{\text{ГЦ}}(t) \cdot \dot{x}_{\text{ГЦ}}(t-\Delta t) < 0$ или $x_{\text{ГЦ}} = -h_{\text{ГЦ}}$, где $h_{\text{ГЦ}}$ – выдвигание поршней гидроцилиндров в начальный момент времени; Δt – шаг интегрирования приведенных выше уравнений.

Давление в поршневой полости ГЦ $p_{\text{ГЦ}} = c_{\text{ГЦ}} x_{\text{ГЦ}} / n_{\text{ГЦ}} F_{\text{П}}$, где $c_{\text{ГЦ}}$ и $x_{\text{ГЦ}}$ – приведенные к днищу ГЦ соответственно жесткость и деформации ГЦ, $x_{\text{ГЦ}} = Q_l / n_{\text{ГЦ}} F_{\text{П}} - x_{\text{П}}$.

Моделирование производится для конвейера СП63М при стопорении ТО на расстоянии 20 м от привода (условия приняты такими же, как при проведении экспериментов). Так же, как и в работе [2], полагаем, что груз на конвейере не оказывает заметного влияния на динамику стопорения, поэтому рассматривается порожний конвейер. Вначале наблюдается интенсивное возрастание усилия $S_{\text{наб}}$ в набегающей на приводную звездочку ветви ТО до 149 кН (рис. 2). Через 0,5 с усилие снижается до уровня, соответствующего работе привода на упор, т.е. до 87 кН. В данном случае гидромурфты в приводе не в состоянии полностью предотвратить динамические нагрузки в силовой системе.

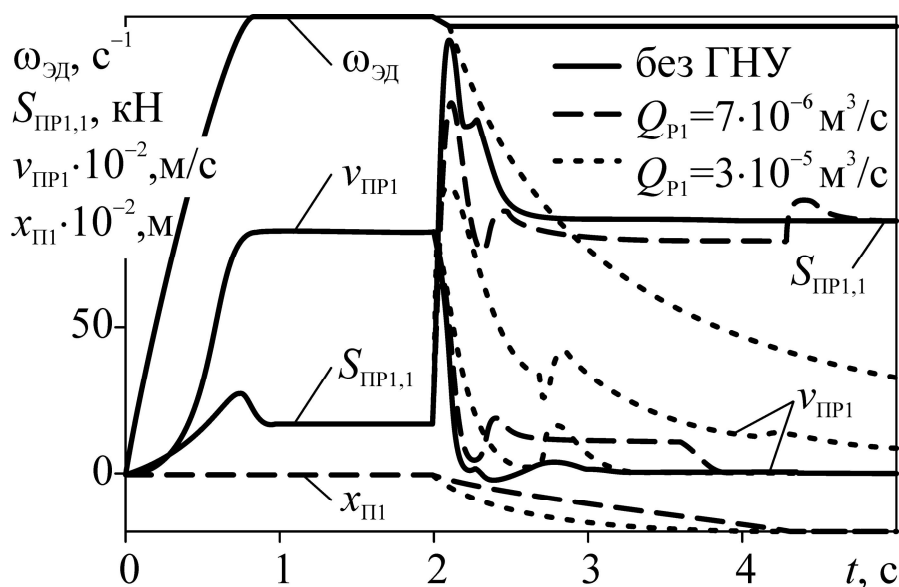


Рисунок 2 – Диаграммы процесса экстренного стопорения конвейера СП 63

В случае применения в тех же условиях ГНУ с телескопическим рештаком, для которого, как и при проведении экспериментов, принимались $p_{\text{ПК}}=5$ МПа, $Q_{\text{ПК}}=7 \cdot 10^{-6}$ м³/с, $h_{\text{ГЦ}}=0,2$ м, $S_{\text{наб}}$ достигает 121 кН (рис. 2). Все последующие пиковые значения $S_{\text{наб}}$, обусловленные колебаниями ведомой части привода, а затем посадкой ГЦ «нажестко», не

превысили первого пикового значения. Благодаря применению ГНУ обеспечивается снижение максимальных значений $S_{\text{наб}}$ на 23 %. Заметим, что при моделировании с применением упрощенной двухмассовой модели снижение составило всего лишь 8 % [3].

Наконец, существенное снижение нагрузок в ТО обеспечивается при немедленном после срабатывания ПК отключении АД. При $p_{\text{ПК}}=5$ МПа, $Q_{\text{ПК}}=3 \cdot 10^{-5}$ м³/с, $h_{\text{ГЛН}}=0,1$ м, первое пиковое значение $S_{\text{наб}}$ равняется 98 кН (рис. 2). Следующее пиковое значение $S_{\text{наб}}$, обусловленное колебаниями масс ведомой части привода, при заданных параметрах ГНУ совпадает во времени с посадкой ГЦ «нажестко». Но даже при таком, как выясняется, неблагоприятном сочетании параметров ГНУ максимальное значение $S_{\text{наб}}$ составляет всего лишь 103 кН (рис. 2), что в 1,45 раз меньше, чем в конвейере без ГНУ.

Моделирование режима стопорения с ГНУ, ГЦ которого связаны непосредственно с приводным валом со звездочками, (предмет исследования в [3]) показало, что, несмотря на снижение примерно в 3 раза поступательно перемещаемых масс привода, заметного снижения нагрузок в ТО не произошло.

Также проведено моделирование тяжелого пуска конвейера с ГНУ с телескопическим узлом раздвижности, т.е. пуска при застопоренном ТО. Казалось бы, особой необходимости в этом нет, так как одним из условий применения ГНУ в качестве средства защиты от экстренных перегрузок является максимальное использование тяговых возможностей привода, при котором крутящий момент, передаваемый ГМ при срабатывании ПК, должен быть не меньше его максимального значения $M_{\text{Г max}}$. Вместе с тем, режим, при котором $M_{\text{Г ПК}} < M_{\text{Г max}}$, вполне возможен, например, в силу случайного характера как $p_{\text{ПК}}$, так и самого $M_{\text{Г max}}$. Затем такой режим легко имитируется при проведении экспериментальных исследований, а полученные при этом результаты могут служить для дополнительной проверки адекватности модели. При проведении исследований значение $p_{\text{ПК}}$ принималось таким, чтобы обеспечить срабатывание ПК при значении крутящего момента ГМ на уровне $0,9M_{\text{Г max}}$. Типичные диаграммы моделируемых величин отражены на рис. 3. Незначительная динамика, имеющая место при посадке ГЦ «нажестко», определяется уровнем запасенной в ведомой части привода кинетической энергии. При этом окружная скорость звездочки, которая близка к скорости поступательного движения привода, определяется расходом РЖ через ПК. Если отключения двигателя происходят раньше, чем ГЦ садятся «нажестко», $S_{\text{наб}}$ убывает. В начале пуска ведомая часть привода успевает разогнаться до некоторой скорости, которая затем под действием реакции ТО резко снижается. Одновременно давление в ГЦ возрастает и достигает значения $p_{\text{ПК}}$.

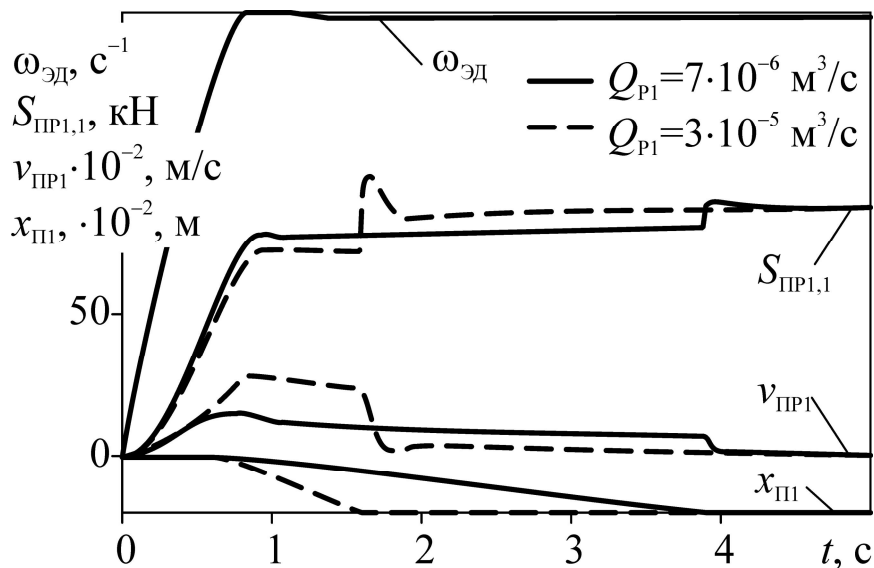


Рисунок 3 – Диаграммы процесса тяжелого пуска конвейера СП 63

После срабатывания ПК приводная станция приходит в движение, в результате чего темп снижения скорости вращения звездочки резко снижается. Устанавливается некоторый «квазистационарный режим», при котором усилие $S_{наб}$ остается практически неизменным, а его уровень определяется, прежде всего, настройкой ПК. При исчерпании хода ГЦ и их посадки «нажестко» скорость звездочки резко падает до нуля, а усилие $S_{наб}$ скачком возрастает до уровня, соответствующего работе привода на упор. Практически идентичная картина наблюдается на экспериментальных осциллограммах (рис. 4), которые получены для проверки адекватности модели.

Незначительные колебания $S_{наб}$ в процессе движения приводной станции имеют случайный характер и определяются непостоянством сопротивлений ее движению, соответственно, давления в ГЦ, а также расхода РЖ через ПК.

Следует отметить, что тяжелый пуск представляет опасность, прежде всего, для самой ГМ и приводит к выплавлению плавкой пробки, по сути – к неполомочному отказу ГМ. В этом случае датчик давления в ГЦ ГНУ может служить для своевременного отключения конвейера, что позволит избежать срабатывания тепловой защиты ГМ.

В случае регулирования посредством ГНУ первоначального натяжения ТО в рабочем режиме, которое может оказаться значительно меньшим натяжения, осуществляемого традиционным способом – приводом, эффект от применения ГНУ в качестве защитного устройства усиливается.

Итак, установлена эффективность ГНУ, как оперативного средства защиты конвейеров с гидродинамическим приводом от экстренных

перегрузок, особенно в сочетании с отключением двигателей привода. Полученные результаты могут быть распространены на все известные конвейеры с гидродинамическим приводом.

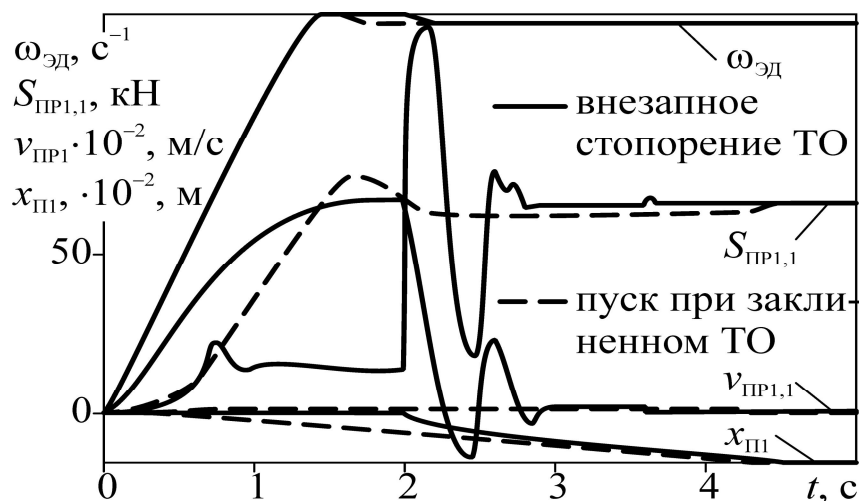


Рисунок 4 – Осциллограммы режимов экстренного стопорения и тяжелого пуска конвейера СП63 с ГНУ

Дальнейшие исследования должны быть направлены на обоснование параметров настройки предохранительного клапана ГНУ и его расходных характеристик, а также параметров согласования совместной работы ГНУ и основного средства защиты.

Библиографический список

1. Корнеев С.В. Адаптация шахтных скребковых конвейеров к условиям производства/ С.В. Корнеев, Л.Н. Ширин, М.В. Плетнев. – Луганск: Книжковий світ, 2005. – 264 с.
2. Леусенко А.В. Скребковые конвейеры. Справочное пособие. / А.В. Леусенко, Г.В. Высоцкий, Б.А. Эйдерман. – М., Недра. – 1993. – 224 с.
3. Сигалов Л.Н. Гидравлическое устройство защиты привода скребкового конвейера/Л.Н. Сигалов // Разработка месторождений полезных ископаемых.– К.: Техника, 1987. – Вып.78. – С. 43-49.
4. Доброногова В.Ю. О применении многофункциональных гидравлических натяжных устройств в двухприводных забойных скребковых конвейерах. /В.Ю. Доброногова,, Вісник Криворізького технічного університету. – 2011. – вып. 28. – С. 140-145

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

*д.т.н. Борzych А.Ф.,
Посохов Е.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОСТРОВ ИЗ СТАЛЬНЫХ СПЕЦИАЛЬНЫХ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМЫХ ПРОФИЛЕЙ

Проведені лабораторні випробування силових характеристик зразків з типових сталевих спеціальних взаємозамінних профілів, що були у вживанні, пропонувані у якості кострових огорожень прилягаючих у лаві виробок для їх повторного використання. Конструктивні особливості цих опор дозволяють у широкому діапазоні попередньо керувати їх опором і піддатливістю.

***Ключові слова:** випробування, зразок, сталевий профіль, опір, піддатливість, костер.*

Проведены лабораторные испытания силовых характеристик образцов из типовых стальных специальных взаимозаменяемых профилей бывших в употреблении, предлагаемых в качестве костровых ограждений прилегающих в лаве выработок для их повторного использования. Конструктивные особенности этих опор позволяют в широком диапазоне предварительно управлять их сопротивлением и податливостью.

***Ключевые слова:** испытание, образец, стальной профиль, сопротивление, податливость, костер.*

Сохранение сопряженных с лавой подготовительных выработок при разработке угольных пластов глубокими (более 1000 м) шахтами Донбасса связано с преодолением технологических трудностей, вызываемых возрастающими смещениями боковых пород и нагрузками на охранные (ограждающие) и поддерживающие (крепь) опоры. На практике решение этого проблемного вопроса, хотя и не всегда успешно, осуществляется за счет применения в охранной полосе комбинированных опорных средств, увеличения поперечного сечения выработки, повышения сопротивления рамной крепи и плотности ее установки, а также упрочнения пород.

Исходя из особенностей зональных изменений напряженно-деформированного состояния обнажаемого породугольного массива вокруг сопряжения очистной и подготовительной выработок, увеличе-

ние ширины охранной полосы при наборе различных опорных средств способствует росту на них нагрузки за счет влияния зависящей относительно боковой кромки угольного пласта консольной части кровли. Интенсивные смещения боковых пород при исчерпании податливости ограждений и крепи в выработках глубокого заложения, как правило, сопровождаются преобладающим выдавливанием почвы и, не редко, приводят к полной потери их устойчивости. Исходя из вышеизложенного, обоснование и поиск новых конструкций ограждений, обеспечивающих адаптивное их взаимодействие со смещающимися кровлей и почвой на концевых участках лавы, является актуальным вопросом.

В определенных условиях в качестве охранных опор можно использовать костры из отрезков бывших в употреблении стальных специальных взаимозаменяемых профилей (СВП) различных типоразмеров. С точки зрения определения экономической целесообразности применение таких костров в качестве ограждения необходимо сравнивать все затраты на охрану и содержание повторно используемых выработок со способом охраны в аналогичных условиях, предусматривающим расходы на погашение выработок вслед за проходом лавы, их восстановление или проведение новых. Предварительные расчетные оценки расходов на реализацию рассматриваемых вариантов способов охраны выработок оказываются не всегда в пользу первого. Предпосылками для обоснования костровых опор из СВП являются обеспечение адаптивного силового режима взаимодействия со смещающимися боковыми породами на узком концевом участке лавы, возможность предварительного регулирования сопротивлением костра за счет количества выкладываемых лежней в его слоях различных типоразмеров СВП, а также пожаробезопасности по сравнению с применяемыми на шахтах охранных опор, содержащих элементы деревянной крепи.

Поскольку сопротивляемость и податливость костров из СВП не изучена, перед исследованиями поставлена цель – лабораторными испытаниями определить силовые характеристики этой опорной конструкции, для чего необходимо решить следующие задачи:

- разработать методику лабораторных испытаний узловых элементов металлических костров;

- провести испытания сопротивляемости и податливости образцов из различных типоразмеров СВП;

- обобщить результаты исследований применительно к установлению ожидаемых силовых характеристик костров из бывших в употреблении отрезков СВП.

Для лабораторных испытаний сопротивляемости и податливости различных типоразмеров профилей СВП-14, 17, 22, 27 и 33 при сжатии их образцов использовался гидравлический пресс ИПС-500 с маятников-

вым силоизмерителем 6ПАО. Образцы состоят из двух одинаковых по длине 0,4 м отрезков однопольных СВП, уложенных друг на друга с перекрестием под углом 90° между опорными плитами пресса размером 600х600 мм (рис. 1, а). Под воздействием общей нарастающей нагрузки создаваемой прессом F (кН) в виде равномерно распределенной q (кН/м) при податливостях верхнего Δh_g (мм) и нижнего Δh_n (мм) отрезков СВП, одинаковых по высоте h (мм), по оси Z фиксировались соответствующая их суммарная податливость $\Delta h = \Delta h_g + \Delta h_n$ (см. рис. 1, б, в). На рисунке 2 в качестве примера представлены общие виды образцов из СВП-17 (рис. 2, а) и СВП-27 (рис. 2, б) до, во время и после их испытаний. В таблице 1 представлены основные исходные параметры испытываемых образцов из СВП различных типоразмеров.

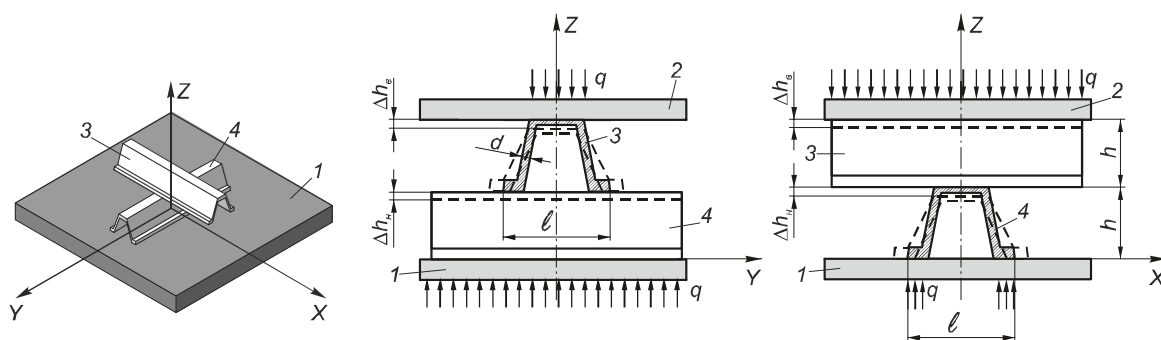


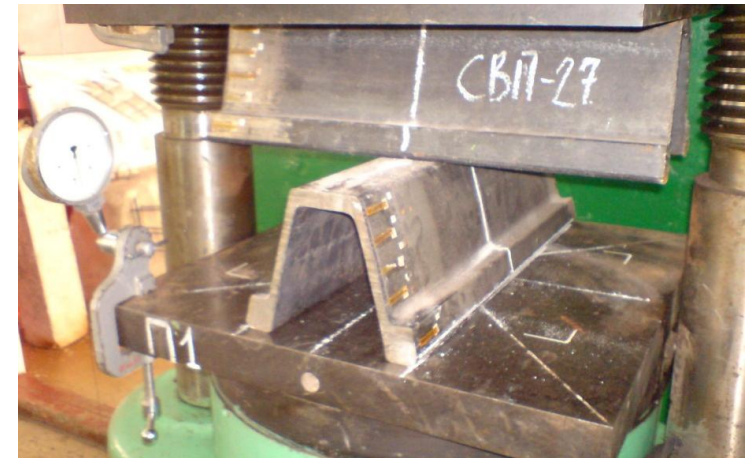
Рисунок 1 – Схемы размещения и нагружения образцов на прессе:
 а – общий вид; б и в – сечения по плоскостям соответственно ZY и ZX :
 1 и 2 – опорные плиты пресса соответственно нижняя и верхняя;
 3 и 4 – отрезки СВП соответственно верхний и нижний; l – наибольшая стандартная ширина профиля; d – толщина стенки

Из таблицы 1 видно, что удельная масса испытываемых образцов СВП от менее легкого СВП-14 к более тяжелому СВП-33 возрастает примерно на равную относительную величину в 1,19...1,3 раза при почти постоянном коэффициенте формы $h/l = 0,715...0,756$ для СВП-14, 17 и 22; $h/l = 0,823$ - для СВП-22 и 33. Это указывает на то, что сопротивление экспериментальных образцов из СВП с увеличением удельной их массы будет возрастать.

Результаты испытаний образцов различных типоразмеров СВП представлены в таблице 2, по данным которых построены графики изменения их просадки Δh (мм) от нагрузки F (кН) (рис. 3.).



а)



б)



в)



г)

Рисунок 2 – Общие виды образцов из профилей: *а* – СВП – 17 во время испытания; *б* – СВП-27 перед испытанием; *в* и *г* – после испытания соответственно СВП-17 и СВП-27

Таблица 1 – Основные параметры типовых стальных профилей

Типоразмер СВП	Количественное значение параметра								
	стандартное					исходное			
	удельная масса, кг/м	h , мм	l , мм	h/l	d , мм	удельная масса, кг/м	потеря удельной массы, %	отношение удельной массы	d^* , мм
14	14	88	121	0,727	5,6	13,3	6,2	1,25 1,30 1,19 1,21	5,3
17	17	94	131,5	0,715	6,0	16,44	3,3		5,8
22	22	110	145,4	0,756	6,2	21,32	3,1		6,0
27	27	123	149,5	0,823	7,4	25,46	5,7		7,0
33	33	137	166,3	0,823	8,2	30,92	6,3		7,7

d^* – исходная толщина стенки СВП при испытаниях.

Таблица 2 – Результаты изменений просадки образцов под нагрузкой

Нагрузка (F), кН	Просадка (Δh), мм				
	Типоразмер СВП				
	14	17	22	27	33
25	-	-	-	-	2,45
50	2,97	2,1	1,67	1,13	3,05
75	3,63	-	-	-	3,67
100	4,47	3,05	2,13	1,5	4,07
125	5,54	-	-	-	4,53
150	6,47	3,9	2,46	1,83	4,93
175	7,68	5,05	2,58	-	5,34
200	-	-	2,72	2,41	5,72
225	-	-	2,85	2,5	-
250	-	-	3,34	2,73	6,23
275	-	-	3,54	2,92	-
300	-	-	3,8	5,3	6,75
325	-	-	4,79	5,5	-
350	-	-	-	5,68	7,00

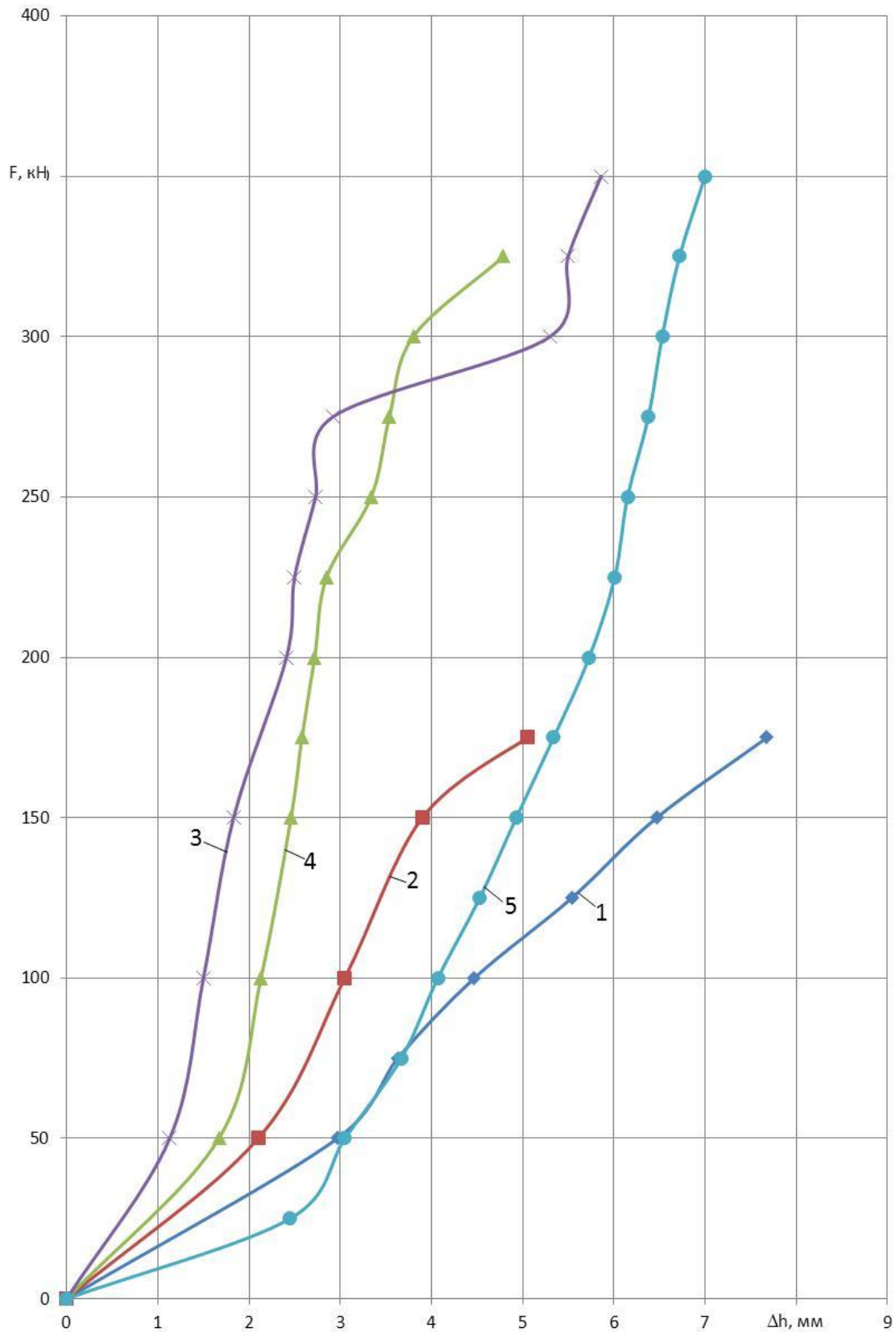


Рисунок 3 – Графики изменения просадки образцов Δh (мм) под нагрузкой F (кН) из СВП типоразмеров 1, 2, 3, 4 и 5 соответственно 14, 17, 22, 27 и 33

Из графиков (см. рис. 3) прослеживается общая закономерность - с ростом нагрузки увеличивается просадка образца из однотипных СВП, но с уменьшением этого параметра при одинаковой нагрузке на образцы с большей удельной массой. При достижении максимальной величины нагрузки соответствующей типоразмеру СВП, сопротивление их за счет расхождения стенок профиля остается почти постоянным. В частности согласно таблице 2, для образцов из СВП-14, 17 и 22 максимальные величины их сопротивления F_m составляют соответственно 175; 175 и 325 кН при максимальных значениях Δh_m их сжатия 7,68; 5,05 и 4,79 мм. При испытании образцов тяжелых профилей СВП-27 и 33 максимальные значения их сопротивления не установлены, так как увеличение нагрузки на образцы $F_m > 350$ кН с точки зрения обеспечения безопасности проводимых испытаний не предусматривалось.

Используя экспериментальные данные, подтверждающие рост предельного сопротивления образца почти прямопропорционально увеличению удельной массе профилей от одного типоразмера к другому в среднем для СВП-27 и 33 по сравнению с СВП-22 в 1,2 раза согласно таблице 1 при его предельном сопротивлении, равном 325 кН согласно таблице 2, следует ожидать максимальное их сопротивление соответственно около 390 и 470 кН. Поскольку величины прироста просадки образцов СВП-27 и 33 на завершающей стадии сжатия при возрастании нагрузки на каждую 1 кН согласно таблице 2 составляют соответственно 0,38 и 0,25 мм, то для указанных максимальных сопротивлений этих образцов величины конечных просадок составят 7,2 и 8,75 мм.

По результатам исследований ожидаемые количественные значения сопротивления и податливости прямоугольных по форме костров из СВП при различных их высоте и вариантах расположения лежней в слое представлены в таблице 3. Полученные величины из однотипных СВП на 1 м высоты костра позволяют определить эти параметры для любой ее величины при коэффициенте его формы $\kappa_{фк} = m_k/v_k < 1$, где m_k и v_k – соответственно высота, соизмеримая с мощностью вынимаемого пласта, и наименьшая ширина костра.

Для определения силовых параметров костра на пласте любой мощности из таблицы 3 выбирается соответствующему СВП количественное значение ожидаемого сопротивления костра F_{mk} , а его фактическая податливость вычисляется по формуле

$$\Delta h_{mkф} = \Delta h_{mk} \cdot \kappa_m, \text{ мм} \quad (1)$$

где Δh_{mk} – максимальная просадка костра из соответствующего СВП высотой 1 м согласно таблице 3, мм;

κ_m – поправочный коэффициент на изменение высоты костра.

Таблица 3 – Предельные количественные значения сопротивления и просадки четырехугольных по форме костров из однотипных СВП

Типоразмер	Максимальные значения сопротивление F_m (кН) и просадки Δh_m (мм) костра из СВП						суммарная высота двух лежней из СВП, м
	количество узлов - перекрытий в слое						
	один		четыре		на 1 м высоты костра		
СВП	F_{m1}	Δh_{m1}	F_{m4}	Δh_{m4}	F_{mk}	Δh_{mk}	
14	175	7,68	700	7,7	700	43,7	0,176
17	175	5,05	700	5,0	700	26,6	0,188
22	325	4,79	1340	4,8	1340	21,8	0,220
27*	390	7,20	1560	7,2	1560	29,3	0,246
33*	470	8,75	1880	8,8	1880	32,2	0,274

* – ожидаемые величины.

$$k_m = m_k \cdot M^{-1}. \quad (2)$$

Например, при мощности вынимаемого пласта, равной высоте костра 1,4 м, из лежней СВП-22, его максимальное сопротивление составит 1340 кН, а податливость – $21,8 \cdot 1,4 = 30,5$ мм, т.е. около 2,2% потери его первоначальной высоты.

Варьировать силовыми характеристиками костров из СВП представляется возможным за счет комбинаций предварительного размещения по его слоям количества лежней в различных сочетаниях типоразмеров, а также удалением их относительно кромки породного уступа охраняемой подготовительной выработки.

Полученные результаты исследований рекомендуется использовать при апробации работоспособности костров из СВП в качестве ограждений сопряженных с лавой подготовительных выработок глубокого заложения с целью повышения их устойчивости при повторном использовании.

Выводы.

На основании лабораторных испытаний образцов из отрезков бывших в употреблении различных типоразмеров СВП получены силовые характеристики металлических костров, выложенных из аналогичных стальных профилей.

С увеличением удельной массы этих профилей сопротивление костров в узлах перекрытия их лежней возрастает с 700 до 1880 кН при сохранении их податливости, приходящейся на 1 м их высоты 2,18...43,7 мм. Значительные колебания величин податливости зависят от степени коррозии применяемых для костров отрезков СВП.

Конструктивные особенности костров путем предварительного варьирования числом лежней в их слое, сочетаниями различных типов размеров стальных профилей, а также удалением от кромки породного уступа сопряженной с лавой выработки, позволяет в определенных условиях определить режим адаптированного взаимодействия этих опорных конструкций с кровлей и почвой.

Полученные результаты исследований рекомендуется использовать для апробации влияния ограждений из металлических костров в натуральных условиях на устойчивость повторно используемой сопряженной с лавой подготовительной выработки.

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

*д.т.н. Кипко А.Э.
(ВНУ им. В. Даля, г. Антрацит, Украина),
Палейчук Н.Н., Должиков Ю.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОНИТОРИНГ УСТОЙЧИВОСТИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДА ТАМПОНАЖА

Наведено результати досліджень стійкості гірничих виробок шахт Східного Донбасу за тривалий час при використанні комплексного методу тампонажу. За допомогою показника стійкості визначено ефективність тампонажу протягом декількох років в умовах шахт ДП «Антрацит».

Ключові слова: *виробки, тампонаж, показник стійкості, моніторинг, геологічні порушення.*

Приведены результаты исследований устойчивости горных выработок шахт Восточного Донбасса в течение длительного времени при использовании комплексного метода тампонажа. При помощи показателя устойчивости определена эффективность тампонажа на протяжении нескольких лет в условиях шахт ГП «Антрацит».

Ключевые слова: *выработки, тампонаж, показатель устойчивости, мониторинг, геологические нарушения.*

Строительство и эксплуатация протяженных горных выработок в современных условиях сопровождается постоянным увеличением глубины ведения горных работ. Наряду с увеличением глубины разработки к основным факторам, определяющим неустойчивое состояние выработок, относится наличие дизъюнктивной геологической нарушенности. До 40% сооружаемых выработок пересекают трещиноватые породы тектонических нарушений (сбросы, надвиги). Также интенсивные водопритоки и прорывы подземных вод в горные выработки вызывают ослабление породного массива с понижением устойчивости выработок и вывалообразованиями [3].

Попытки обеспечить безремонтное поддержание выработок за счет увеличения несущей способности крепи положительных результатов в настоящее время не дали [1, 2 3]. Ликвидация последствий прорыва подземных вод в горные выработки требует значительных затрат времени и средств на очистку, ремонт и восстановление крепи. Ежегод-

но протяженность выработок, находящихся в неудовлетворительном состоянии, увеличивается на шахтах Донбасса на 2-3 %. Как следствие, восстановления и ремонта требуют до 60 % подземных выработок от их общей протяженности. В связи с этим является актуальным определение эффективности применяемого комплексного метода тампонажа на основании значения показателя устойчивости.

Целью исследования является анализ устойчивости горных выработок глубоких антрацитовых шахт в зонах тампонажа, проведенного глиноцементными растворами.

К **основной задаче исследования** относится определение значения показателя устойчивости выработок в зонах, где применялся комплексный метод тампонажа.

При сооружении вскрывающих и подготовительных горных выработок глубоких шахт с целью подавления водопритоков из зон тектонических нарушений (от 200 до 1000 м³/ч) применялся комплексный метод тампонажа [3]. Так, на шахте «Комсомольская» ГП «Антрацит» тампонажные работы проводились в вентиляционных квершлагах № 1 и № 2 горизонта 690 м, конвейерном квершлага горизонта 690 м (интервал 206-387 м) и откаточном квершлага горизонта 960 м (интервал 194-375 м). На шахте им. 50-летия Советской Украины тампонаж выполнялся на наклонном стволе №3 и в 8-м западном откаточном штреке. Аналогичные работы по водоподавлению в горных выработках проводились на шахтах ГП «Ровенькиантрацит».

Технологические параметры тампонирующего дизъюнктивных нарушений определялись по методике комплексного метода тампонажа. На основании исходных геологических данных, полученных по результатам разведочного бурения, и структурно-реологических свойств тампонажного раствора рассчитывались размеры завесы и инъекции раствора из одной скважины, количество скважин, давление нагнетания и общий объем раствора. После проведения работ осуществлялся контроль качества тампонажа [3].

С целью определения динамики в устойчивости затампонированных пород в зонах дизъюнктивных нарушений на протяжении четырех лет проводились натурные исследования. При выполнении шахтных исследований изучались деформации металлической крепи в выработках. Состояние подготовительной горной выработки характеризуется показателями устойчивости [4]:

$$\omega_N = \frac{N - N_{\partial}}{N}, \quad (1)$$

где N – общее число обследованных рам крепи;

N_0 – число деформированных рам крепи (в качестве критериев неустойчивого состояния крепи принята классификация [ЛГК]).

$$\omega_S = \frac{S_{\min}}{S}, \quad (2)$$

где S_{\min} – наименьшая площадь поперечного сечения выработки;

S – проектная площадь поперечного сечения («в свету») выработки.

Для исследований были выбраны три протяженные горные выработки (до 1100 м). Общая их длина подразделялась на участки по 20 м (1 ПК), для которых определялись показатели ω_N и ω_S . Обследование выработок проводили с интервалом в один год.

Результаты мониторинга устойчивости откаточного квершлага №1 ОП «Шахта Комсомольская», в котором применялся комплексный метод тампонажа, показали следующее.

Откаточный квершлаг №1 горизонта 960 м имеет площадь поперечного сечения в проходке $S_{\text{пр.}} = 17,6 \text{ м}^2$, в свету $S_{\text{св.}} = 14,5 \text{ м}^2$, установленный тип крепи КМП-А3-15,5. Квершлаг служит для транспортировки горной массы, доставки материалов и оборудования, передвижения людей и вентиляции. В квершлагае настлан рельсовый путь (2 ветви) с шириной колеи 900 мм. Квершлаг расположен в центральной части шахтного поля, находится в зоне влияния Центрального сброса № 1. Данное разрывное нарушение с углом падения $\alpha = 83 \div 85^\circ$ и амплитудой смещения $H = 0,8 \div 2,0$ м пересекает квершлаг на участке 296 м. Размещение квершлага в системе сопряженных выработок представлено на рисунке 1.

Водоприток Q из зоны сброса составлял $156 \text{ м}^3/\text{час}$, в связи с чем производился тампонаж в интервале 194-375 м (ПК 9-18). После проведения тампонажа глиноцементным раствором остаточный водоприток $Q_{\text{ост}}$ составил $0,5 \text{ м}^3/\text{час}$. По окончании тампонажных работ осуществлялся мониторинг устойчивости квершлага № 1. При этом в качестве основного параметра использовался показатель устойчивости ω_N . Распределение значений показателя ω_N приведено на рисунке 2.

Как следует из приведенных данных, горные породы в зоне тампонажа находятся в устойчивом состоянии.

В 2008-м году производилось перекрепление участков ПК 32-40 из-за воздействия разрывного нарушения, однако в зоне тампонажа ПК 9-18 необходимости в перекреплении не было, т.к. значение показателя устойчивости ω_N составляло 0,85-0,95. В ноябре 2010 г. перекреплялся участок 27-34 ПК. Перекрепление сопровождалось изменением площа-

ди поперечного сечения квершлага «вчерне» с 15,5 на 13,8 м²); в зоне тампонажа 194-375 м значение показателя ω_N составляет 0,8-0,95.

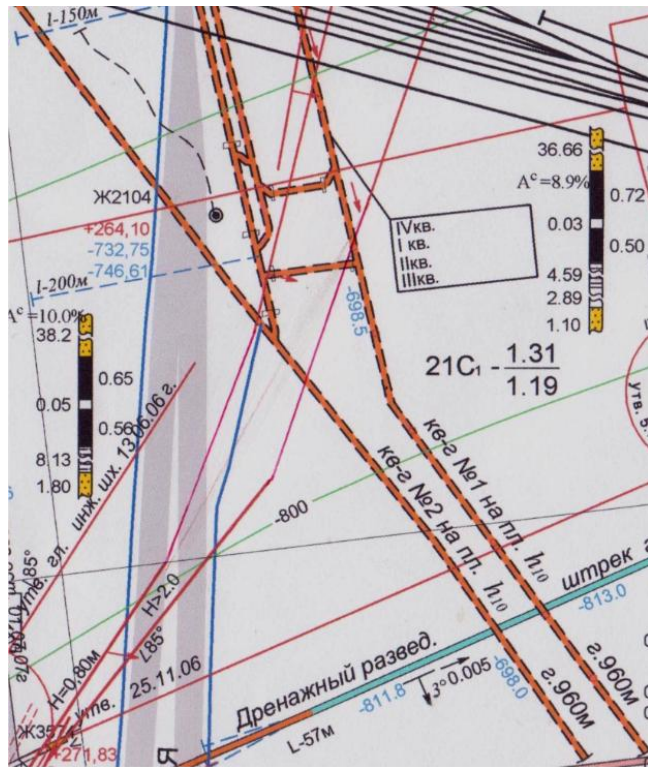


Рисунок 1 – Выкопировка из плана горных выработок пласта h_{10} шахты «Комсомольская»

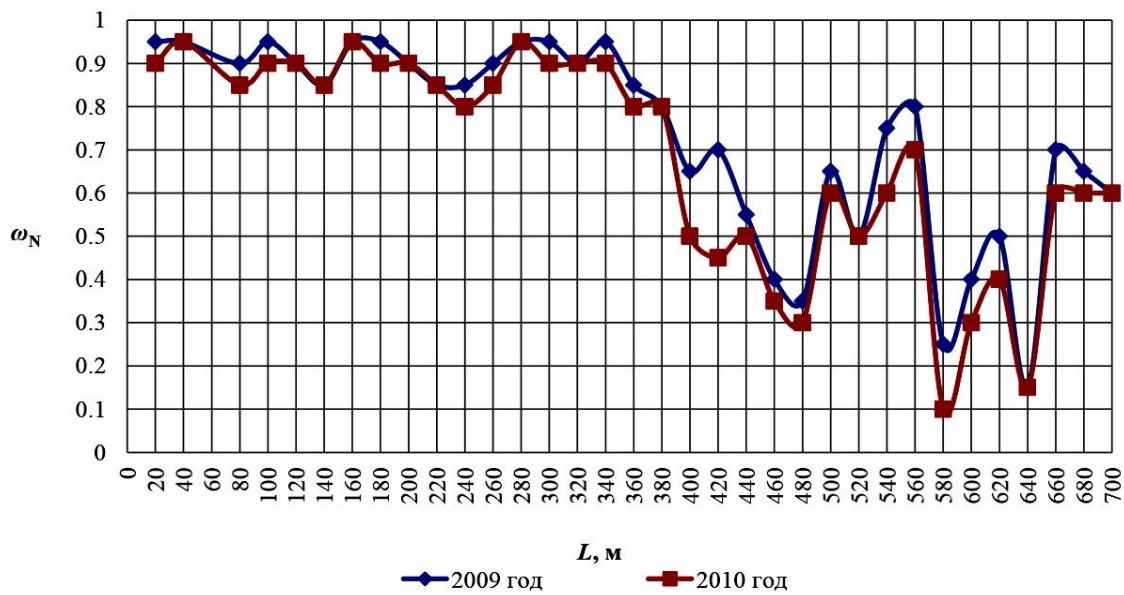


Рисунок 2 – Распределение значений показателя ω_N откаточного квершлага № 1

Мониторинг устойчивости выработок ОП «Шахта им. 50 лет Советской Украины» в зонах применения тампонажа горных пород показал следующее.

Западный наклонный вентиляционный ствол № 3 пласта k_2 имеет следующие параметры: длина $L = 412$ м, угол падения $\alpha = 160$, площадь поперечного сечения ствола в проходке $S_{пр} = 15,3$ м², площадь поперечного сечения ствола в свету $S_{св} = 13,2$ м², тип крепи АП-13,2. Ствол расположен в западной части шахтного поля в зоне влияния Мельниковского сброса № 1. Данное разрывное нарушение с углом падения $\alpha = 70 \div 75^\circ$ и амплитудой смещения $H = 1,9 \div 5,5$ м проходит параллельно западному вентиляционному стволу №3. Расположение ствола №3 и Мельниковского сброса №1 в плане приведено на рисунке 3.

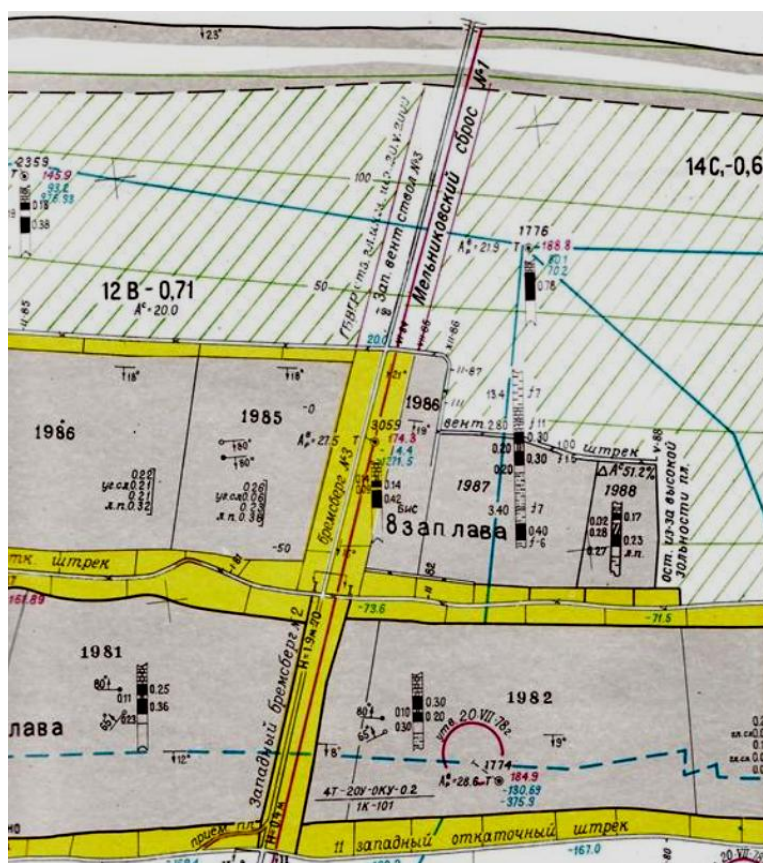


Рисунок 3 – Выкопировка из плана горных выработок пласта k_2 шахты им. 50 лет Советской Украины

Тампонаж производился в интервале 68-128 м. После проведения тампонажа в 2006-2009 гг. осуществляли мониторинг устойчивости ствола. При этом, в качестве основного параметра, использовался показатель устойчивости ω_N , распределение значений которого приведено на рисунке 4.

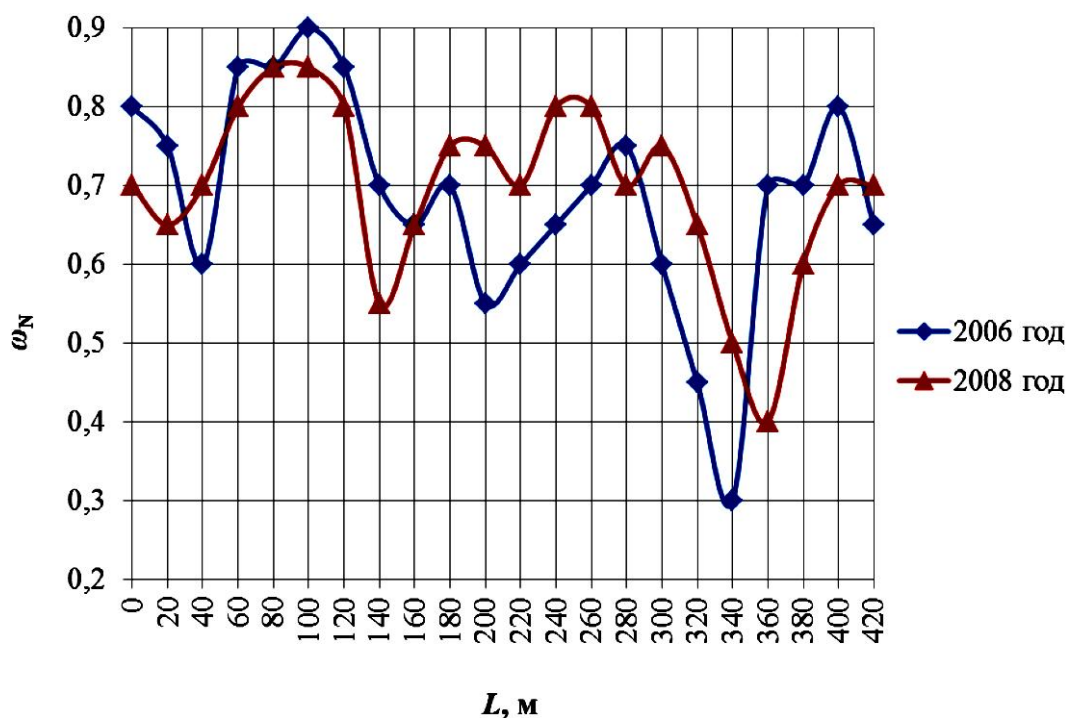


Рисунок 4 – Распределение значений показателя ω_N в западном вентиляционном стволе №3

В 2006-м году производилось перекрепление участков 0-40 м, 200-260 м и 300-340 м из-за воздействия разрывного нарушения, однако в зоне тампонажа 60-128 м необходимости в перекреплении не было, т.к. значение показателя ω_N составляло около 0,9. В 2008-м году перекреплялись участки ствола 120-140 м и 340-380 м; в зоне тампонажа 60-128 м значение показателя ω_N составляло 0,8-0,85, что свидетельствует об устойчивости пород.

Обследованный 8-й западный откаточный штрек пласта k_2 имеет следующие параметры: длина $L = 1580$ м, угол напластования пород $\alpha = 16^\circ$, глубина заложения $H = 210$ м, площадь поперечного сечения в проходке $S_{пр} = 14,5$ м², площадь поперечного сечения в свету $S_{св} = 12,3$ м², тип крепи АП 12,3.

Штрек расположен в центральной части шахтного поля в зоне влияния сброса № 2. Данное разрывное нарушение имеет угол падения $\alpha = 70^\circ$ и амплитуду смещения $H = 1,65$ м. Откаточный штрек пересекает данный сброс под углом 13° (в плане) на участке длины 1106-1530 м (рисунок 5). С целью водоподавления и повышения устойчивости участка штолка, находящегося в зоне влияния дизъюнктивного нарушения производился тампонаж в интервале 1100-1530 м (ПК 55-77). После проведения тампонажа в 2006-2009 гг. производился мониторинг устой-

чивости откаточного штрека по значению параметра устойчивости ω_N , что приведено на рисунке 6.

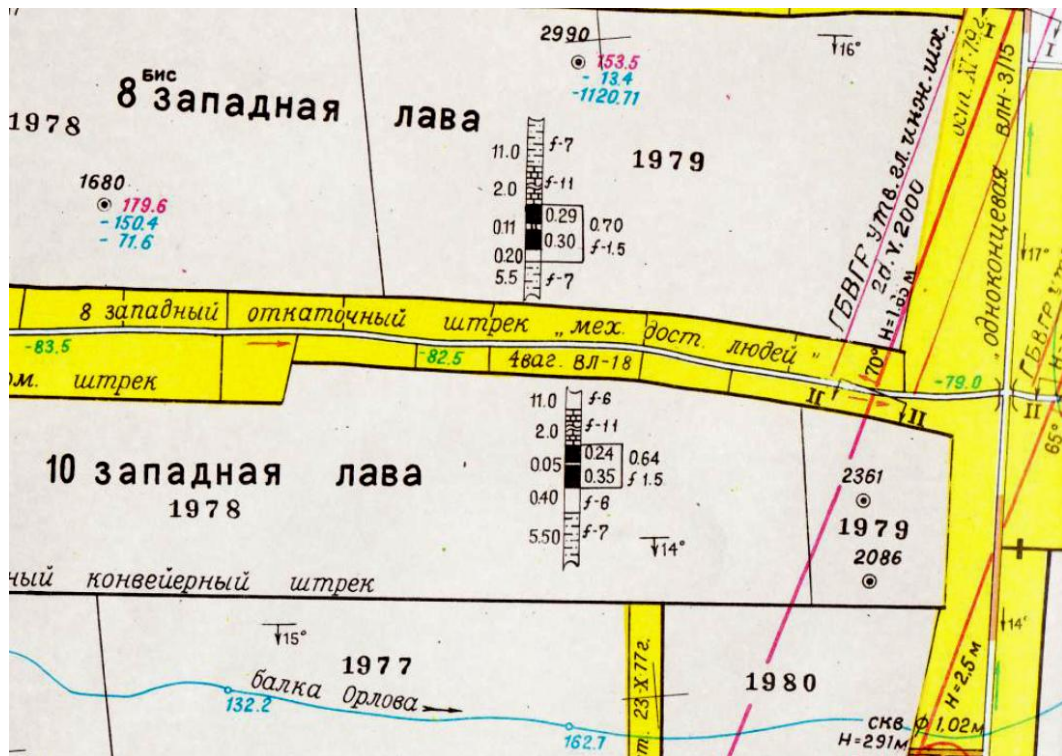


Рисунок 5 – Выкопировка из плана горных выработок пласта k_2 шахты им. 50-ти летия Советской Украины

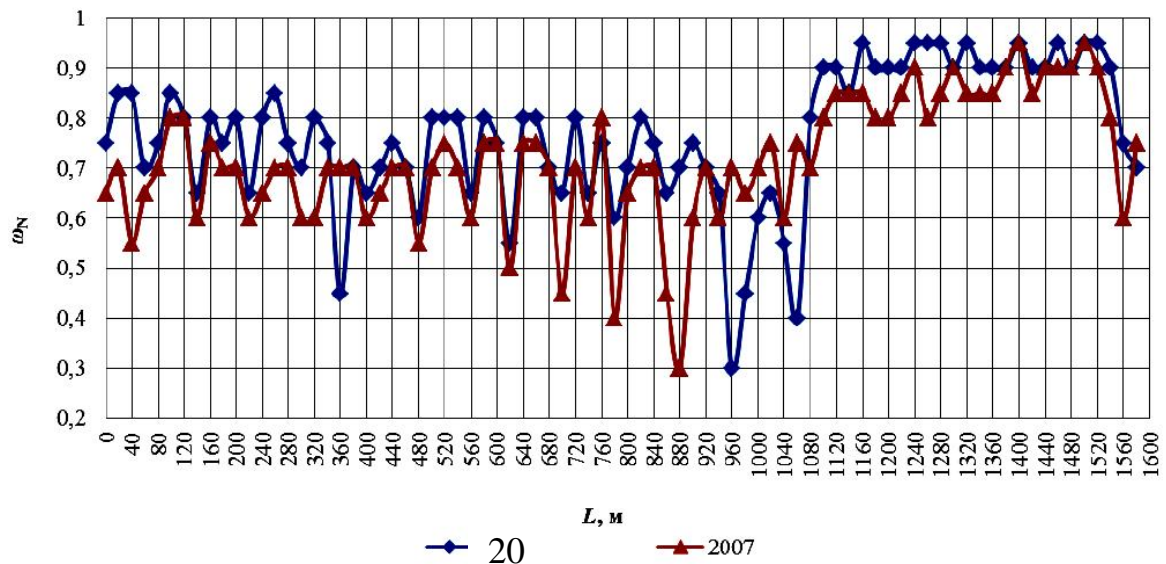


Рисунок 6 – Распределение значений показателя ω_N в 8-м западном откаточном штреке

В 2006-м году производилось перекрепление участков 360-400 м, 960-1000 м и 1040-1060 м из-за воздействия разрывного нарушения, однако в зоне тампонажа 1100-1530 м перекрепление не производилось, т.к. значение показателя ω_N составляло 0,85-0,95. В 2007-м году перекреплялись участки штрека 760-780 м и 860-900 м; в зоне тампонажа значение показателя ω_N составляло 0,85-0,95, в 2009 году – $\omega_N = 0,85-0,9$.

Выводы

Таким образом, проведенные натурные исследования показали, что горные выработки, находящиеся в условиях затампонированных пород, обеспечили высокую устойчивость даже в зонах тектонических нарушений. Причем характерно то, что в зонах тампонажа показатель устойчивости составляет не менее 0,85, а перекрепление этих участков требует лишь незначительных замен элементов крепи не чаще чем через 4-5 лет. Следует отметить, что проявлений пучения почвы в зонах затампонированных пород вообще не наблюдалось. В массивах, где просматриваются затампонированные трещины (раскрытие 20-40 см) стабилизированный тампонажный раствор устойчив и обладает высокой прочностью и адгезией с горными породами.

Библиографический список

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

2. Черняк И.Л. Повышение устойчивости подготовительных выработок / И.Л. Черняк. – М.: Недра, 1993. – 256 с. – ISBN 5-247-01867-2.

3. Кипко Э.Я. Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт: учеб. пособ. / [Э.Я. Кипко, П.Н. Должиков, Н.А. Дудля, А.Э. Кипко и др. – 2-е изд., перераб. и доп.]. – Днепрпетровск: Национальный горный ун-т., 2004. – 367 с. – ISBN 966-8271-86-6.

4. Должиков П.Н. Исследование влияния различных факторов на устойчивость горизонтальных выработок глубоких шахт / П.Н. Должиков, Н.Н. Палейчук // Науковий вісник Національного гірничого університету. – 2011. – № 1. – С. 23-29.

5. Должиков П.Н. Устойчивость горизонтальных выработок глубоких шахт в обводненных породах: монография / П.Н. Должиков, А.Э. Кипко, Ю.И. Кобзарь, Ю.П. Должиков. - Донецк: Норд-Пресс, 2010. – 191 с.

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

*д.т.н. Гайко Г.И.,
к.т.н. Шульгин П.Н.,
Заев В.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ПОДЗЕМНОМ ГАЗОГЕНЕРАТОРЕ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Представлена методика и результаты моделирования высокотемпературной зоны горения угольного пласта с целью определения размеров участка теплообмена для утилизации тепловой энергии подземного газогенератора. Оценены факторы, влияющие на характер распределения тепла от огневого забоя к зоне обрушенных пород кровли.

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

Представлена методика та результати моделювання високотемпературної зони горіння вугільного пласту з метою визначення розмірів ділянки теплообміну для утилізації теплової енергії підземного газогенератора. Оцінені фактори, що впливають на характер розподілу тепла від вогневого вибою до зони обвалення порід покрівлі.

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

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

высокотемпературной зоне должна составлять около 300°C. Для определения технологических параметров топливно - энергетической системы (диаметр трубных ставов, скорость движения теплоносителя, объем его подачи на гидропаровые турбины) определяющим показателем является размер высокотемпературной зоны подземного газогенератора (т.е. зоны распространения высоких температур от огневого забоя в выгазованное пространство), где будет происходить отбор тепла теплоносителем. Исследованию размеров высокотемпературной зоны и оценке факторов, влияющих на ее формирование, посвящена настоящая работа.

Методика моделирования тепловых процессов методом конечных элементов.

Одним из наиболее предпочтительных методов исследования тепловых процессов, происходящих при сгорании угольного пласта, следует считать численное моделирование методом конечных элементов [3, 4]. Нами был использован многофункциональный современный комплекс программ для инженерного моделирования электромагнитных, тепловых и механических задач методом конечных элементов **ELCUT**[®] 5.8 [5].

ELCUT – это интегрированная диалоговая система программ, позволяющая решать плоские и осесимметричные задачи теплопередачи (расчет температурного поля): для стационарной теплопередачи и нестационарной теплопередачи (тепловые переходные процессы).

При решении тепловых задач используется уравнение теплопроводности в следующем виде:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = -q - c\rho \frac{\partial T}{\partial t},$$

где T - температура;

t – время;

λ_x, λ_y – компоненты тензора теплопроводности;

q – удельная мощность тепловыделения;

c – удельная теплоемкость;

ρ – плотность.

В стационарной задаче последнее слагаемое в правой части уравнений равно нулю.

ELCUT позволяет задать источники тепла в блоках, рёбрах или отдельных вершинах модели. Источник, заданный в конкретной точке плоскости XU , описывает нагреватель в виде струны, следом которой служит данная точка плоскости, и задается мощностью тепловыделения на единицу длины.

Источник тепла, заданный на ребре модели, соответствует тепло-выделяющей поверхности в трехмерном мире. Он характеризуется поверхностной плотностью тепловыделения и описывается при помощи граничного условия второго рода для ребра. Объемная плотность тепловыделения, заданная для блока модели, соответствует объемному источнику тепла. Следующие виды граничных условий могут быть заданы на внешних и внутренних границах расчетной области.

Условие заданной температуры задает на ребре модели известное значение температуры T_0 . Значение T_0 на ребре может быть задано в виде линейной функции координат. Параметры задающей функции могут меняться от ребра к ребру, но должны быть согласованы так, чтобы функция T_0 не претерпевала разрывов в точках соприкосновения ребер. Этот вид граничного условия иногда называют условием первого рода.

При анализе результатов расчета температурного поля ELCUT позволяет оперировать со следующими локальными физическими величинами:

- температура T ;
- вектор плотности теплового потока $F = -\lambda \cdot grad \cdot T$.

Для достоверности результатов и минимальных погрешностей при моделировании методом конечных элементов к моделям предъявлялись следующие требования:

- должен выдерживаться масштаб геометрического подобия выгазованного пространства;
- необходимо, чтобы размеры КЭ давали подробные и достоверные результаты распределения температуры в выгазованном пространстве;
- погрешность влияния граничных условий модели на результаты моделирования не должна превышать 3 – 5%.

Методикой предусматривались исследования распределения температуры в выгазованном пространстве, образованном после выгорания угольного пласта, находящегося в массиве горных пород. Мощность угольного пласта варьировалась от 0,5 до 3,0 м. Основопологающим фактором, влияющим на распределение тепла, является теплопроводность. Согласно справочных данным [6] для моделирования нами были приняты следующие параметры:

- теплопроводность угля $\lambda_y = 0,25 \text{ Bm} / \text{м} \cdot \text{К};$
- теплопроводность породы $\lambda_n = 2 \text{ Bm} / \text{м} \cdot \text{К};$
- теплопроводность газовой среды $\lambda_z = 0,023 \text{ Bm} / \text{м} \cdot \text{К}.$

Особо важным являлся выбор конечных размеров горного массива в модели, чтобы избежать влияния краевых эффектов. Для этого объект исследования поместили в массив (рис. 1) с размерами, одинаковыми по высоте и ширине и равными 20 м, что вполне допустимо для задач такого типа. На модели отражен угольный пласт 1, выгазованное пространство газогенератора 2 (между забоем пласта и обрушенными породами кровли), огневой забой 3 и вмещающие пласт породы 4. Разбивку массива по осям X и Y проводили с шагом дискретизации сетки 50 мм. Модель включала в себя четыре блока, 213083 узла сетки, 13 ребер, 10 вершин.

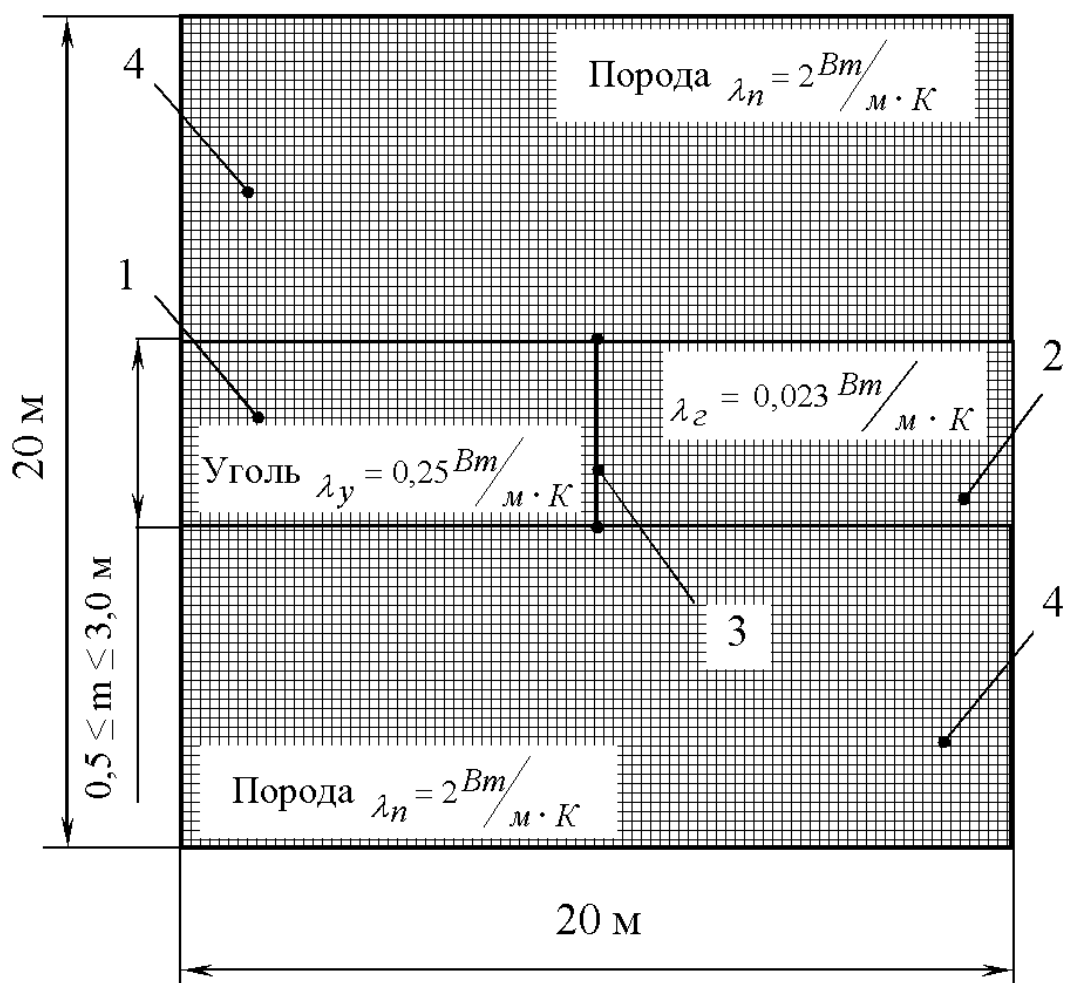


Рисунок 1 – Общий вид модели

При моделировании размеров высокотемпературной зоны были учтены такие влияющие факторы как: температура в ядре горения пласта (изменялась в пределах от 1000 до 1300°C); мощность пласта (от 0,5 до 3 м); длина выгазованной зоны, т.е. расстояние от забоя до обрушенной кровли пласта (от 5 до 10 м); температурный режим газогенератора

в начальной стадии ($T_{\text{пород}} = 30^{\circ}\text{C}$) и в установившейся стадии работы ($T_{\text{пород}} = 200^{\circ}\text{C}$); фактическая теплопроводность угля, вмещающих пород и воздуха. Варианты условий решенных задач сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Характеристика моделей при моделировании распределения температуры в выгазованном пространстве

№ модели	Мощность угольного пласта m , м	Температура очага горения $T_{\text{н}}$, $^{\circ}\text{C}$	Температура окружающих пород $T_{\text{к}}$, $^{\circ}\text{C}$	Размер выгазованной зоны L , м
1 - 5	0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 3,0	1000	30	10
6-10	0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 3,0	1000	30	5
11-15	0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 3,0	1300	30	10
16 - 20	0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 3,0	1000	200	10
21 - 25	0,5; 1,0; 1,5; 2,0; 3,0	1300	200	10
26	1,0	900	30	10
27	1,0	1100	30	10
28	1,0	1500	30	10

Результаты моделирования высокотемпературной зоны вблизи огневого забоя.

Как видно из таблицы, всего было рассмотрено 28 моделей, для которых были выполнены расчеты распределения температуры при разных мощностях пласта, различных начальных (температура горения угля) и конечных (температура окружающих пород) температурах и разных размерах выгазованной зоны. В качестве примера полученных эпюр распределения тепла в модели приведем случаи для различной мощности пластов (рис. 2). Обработка полученных эпюр для предложенных типов моделей позволила получить графики распределения температуры в выгазованном пространстве для различных условий, часть из которых, характеризующих влияние мощности пласта и температуры горения пласта представлены соответственно на рис. 3 и 4.

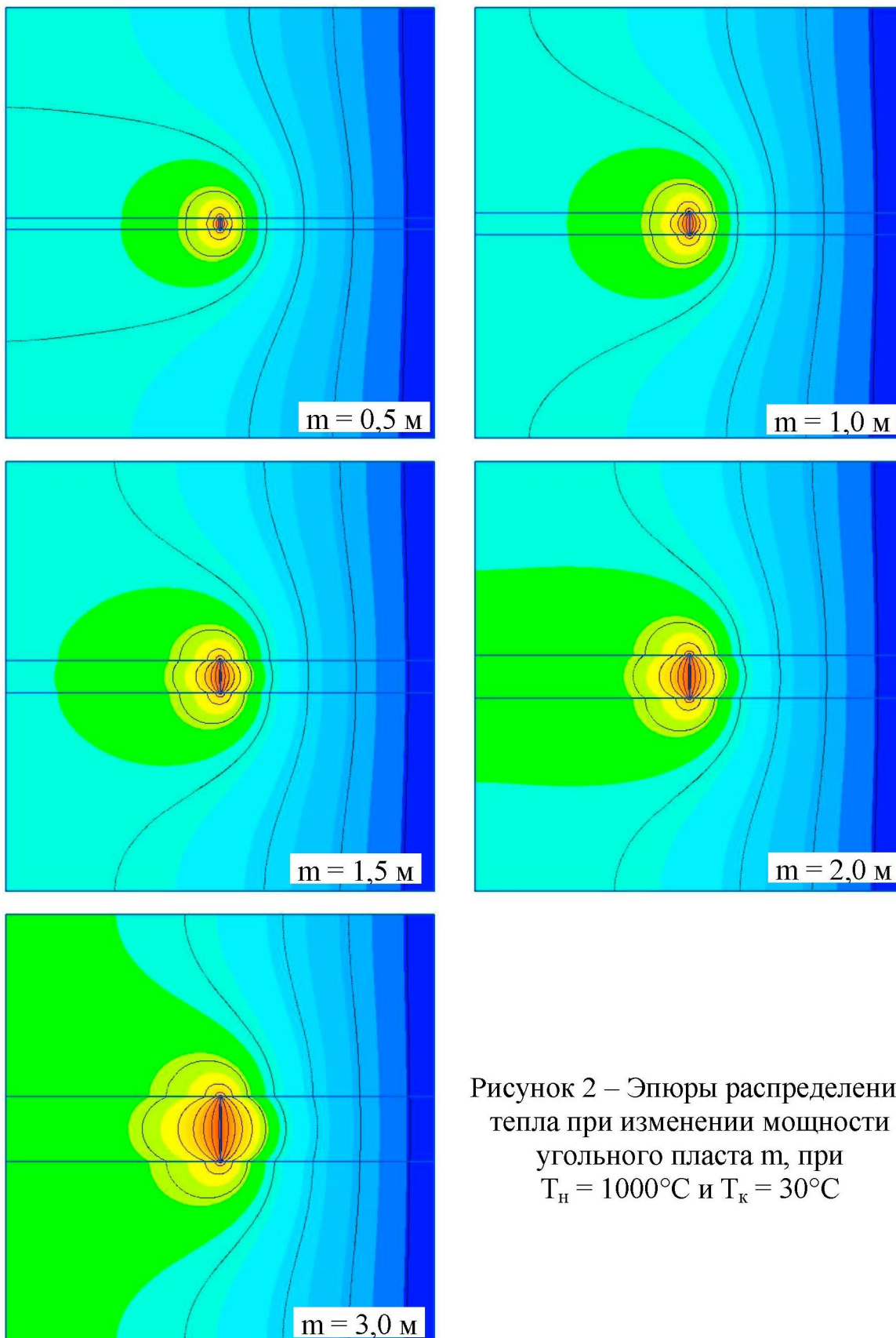


Рисунок 2 – Эпюры распределения
 тепла при изменении мощности
 угольного пласта m , при
 $T_{\text{н}} = 1000^{\circ}\text{C}$ и $T_{\text{к}} = 30^{\circ}\text{C}$

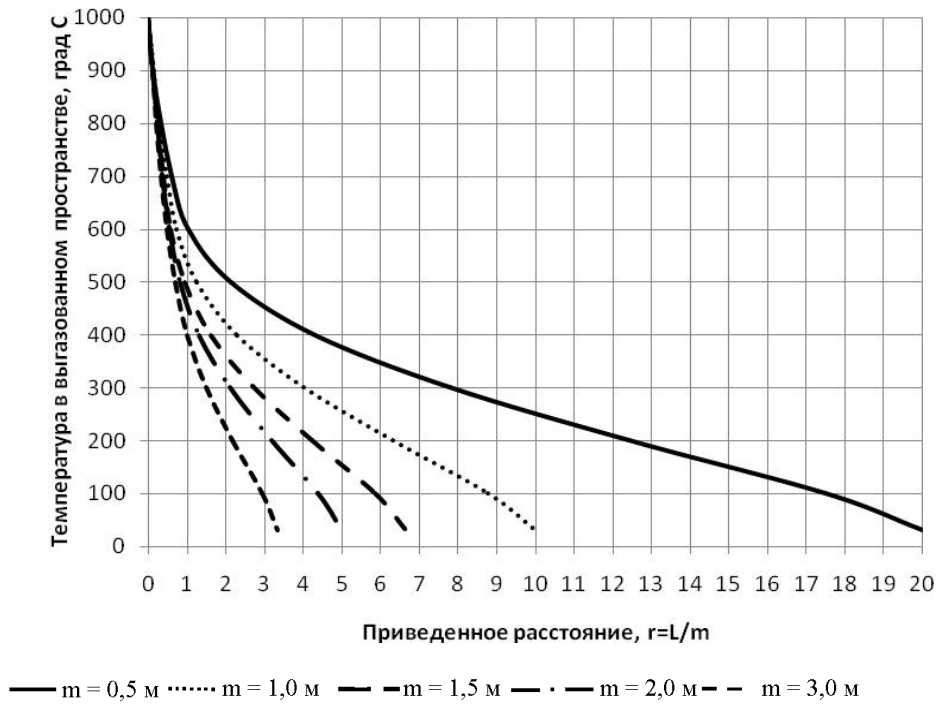


Рисунок 3 - Распределение температуры при изменении мощности угольного пласта m , при $T_n = 1000^\circ\text{C}$ и $T_k = 30^\circ\text{C}$

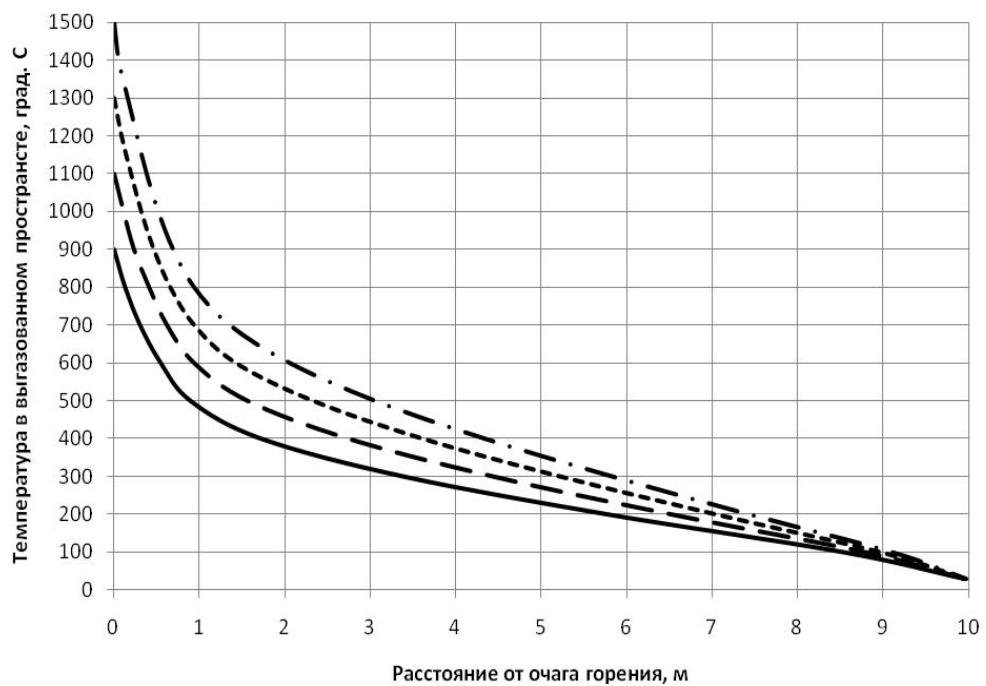


Рисунок 4 - Распределение температуры в выгазованном пространстве при изменении температуры ядра горения угольного пласта T_n для пласта мощностью $m = 1,0$ м и $T_k = 30^\circ\text{C}$ (начальная стадия работы газогенератора)

Для удобства сравнения результатов в зависимости от различных влияющих факторов (мощность угольного пласта, размер зоны выгазовывания, начальная и конечная температура пород, температура очага горения) они сведены в таблицу 2.

Таблица 2 - Результаты моделирования размеров высокотемпературной зоны ($T \geq 300^{\circ}\text{C}$)

Мощность угольного пласта $m, \text{ м}$	Размер зоны выгазовывания $L, \text{ м}$	Начальная стадия работы газогенератора $T_{\text{к}} = 30^{\circ}\text{C}$		Установившаяся стадия работы газогенератора, $T_{\text{к}} = 200^{\circ}\text{C}$	
		$T_{\text{н}} = 1000^{\circ}\text{C}$	$T_{\text{н}} = 1300^{\circ}\text{C}$	$T_{\text{н}} = 1000^{\circ}\text{C}$	$T_{\text{н}} = 1300^{\circ}\text{C}$
0,5	10	3,9	5,2	7,6	8,2
1,0	10	4,0	5,3	7,6	8,2
1,5	10	4,1	5,4	7,6	8,3
2,0	10	4,2	5,5	7,7	8,3
3,0	10	4,5	5,7	7,7	8,4

Как видно из графиков (см. рис. 3 и табл. 2) мощность угольного пласта оказывает незначительное влияние на размер высокотемпературной зоны. Так увеличение мощности пласта от 0,5 до 3 м увеличивает размер высокотемпературной зоны ($T \geq 300^{\circ}\text{C}$) всего на 9 – 13 %. Это объясняется тем, что с увеличением мощности пласта происходит пропорциональное увеличение объема газогенератора, повышается концентрация тепла вблизи огневого забоя (за счет высоты выгазованного пространства), возрастает передача тепла по вертикали (вмещающим породам). Полученные закономерности свидетельствуют о предпочтительности использования предложенного способа утилизации тепловой энергии на тонких и весьма тонких пластах. Выявленные размеры высокотемпературной зоны составили от 3,9 м до 5,7 м для начальной стадии работы газогенератора (температура вмещающих пород 30°C) и от 7,6 м до 8,4 м для установившейся стадии работы (температура вмещающих пород 200°C). Эти размеры, особенно на установившейся стадии работы, вполне достаточны для осуществления теплообмена между циркулирующим в трубе теплоносителем и окружающей высокотемпературной зоной, что подтверждает принципиальную возможность осуществления разработанного способа утилизации тепла.

Как видим, существенное увеличение размеров высокотемпературной зоны достигается в условиях установившейся работы подземного газогенератора, когда огневым забоем продвинулся на несколько де-

сятков метров и вмещающие породы разогрелись до высоких температур. По данным [7, 8] температура вмещающих пород в подземном газогенераторе длительное время не опускается ниже 200°C . Исследования этой стадии работы показали, что размер высокотемпературной зоны возрастает в 1,6 – 2 раза (см. табл. 2). Поэтому на большей части подземного газогенератора размер высокотемпературной зоны будет в пределах 7,6 – 8,4 м.

Одним из основных факторов, влияющих на размер высокотемпературной зоны, оказалась температура огневого забоя (ядра горения пласта), которая обусловлена теплотворной способностью (маркой) угля и скоростью окислительных процессов в газогенераторе. Как видно из графиков (см. рис. 4), изменение температуры горения угольного пласта $T_{\text{н}}$ в пределах теоретически возможных значений от 900°C до 1500°C приводит к увеличению размера высокотемпературной зоны ($T \geq 300^{\circ}\text{C}$) с 3,3 м до 5,8 м, т.е. в 1,75 раза. Однако характер изменения температуры с приближением к огневому забою изменяется. Так уровень температуры в 600°C наблюдается на удалении от забоя 0,55 м при $T_{\text{н}} = 900^{\circ}\text{C}$ м, а при $T_{\text{н}} = 1500^{\circ}\text{C}$ на расстоянии 2,1 м, т.е. размер зоны изменился почти в 4 раза. Таким образом в непосредственной близости к огневому забою ($l = 1 - 2$ м) влияние температуры значительно (в 3 – 4 раза) выше, чем при удалении от очага горения, что подтверждает ниспадающий характер графиков на участке вблизи очага горения.

Установлено, что увеличение размеров подземного газогенератора (выгоревшего пространства между угольным забоем и породным завалом) также оказывает влияние на рост высокотемпературной зоны, однако в связи с трудностью управления обрушением пород кровли в подземном газогенераторе, влиять на этот фактор весьма затруднительно. Важно отметить, что давление обрушенных пород кровли передается на трубные ставы через слой золы, который надежно защищает трубы от деформации [9].

Выводы.

Проведенное моделирование тепловых процессов методом конечных элементов позволило определить диапазон изменения важного технологического показателя утилизации тепловой энергии – размер распространения высокотемпературной зоны горения угольного пласта ($T \geq 300^{\circ}\text{C}$), где согласно предложенного способа, происходит отбор тепла циркулирующим в трубных ставах теплоносителем. В зависимости от различных влияющих факторов этот показатель составил от 3,9 до 8,4 м, что вполне удовлетворяет условиям теплообмена. На увеличение размера высокотемпературной зоны существенно влияют температура ядра горения угольного пласта, температура вмещающих пород, стадия

работы и ширина подземного газогенератора (расстояние от забоя до породного завала). Мощность угольного пласта оказывает незначительное влияние на размер высокотемпературной зоны, что позволяет эффективно использовать разработанный способ утилизации тепловой энергии на тонких и особо тонких пластах.

Библиографический список

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

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

3. Бате К. Численные методы анализа и метод конечных элементов / Бате К., Вилсон Е. – М.: Стройиздат, 1982. – 448 с.

Ши Д. Численные методы в задачах теплообмена / Ши Д.; [пер. с англ.]. – М.: Мир, 1988. – 544 с.

4. ELCUT[®] 5.8 Моделирование двумерных полей методом конечных элементов. Руководство пользователя. ООО «Тор», Санкт-Петербург. – 2011.

5. Ржевский В.В. Основы физики горных пород / Ржевский В.В., Новик Г.Я. – М.: Недра, 1978. – 390 с.

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

7. Жолудєв С.В. Обґрунтування технологічних параметрів підземної газифікації та спалювання бурого вугілля з використанням підземних вод: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.15.02 "Підземна розробка родовищ корисних копалин" / Жолудєв С.В. – Дніпропетровськ, 2008. – 22с.

8. Гайко Г.І. Стендовые испытания трубного коллектора подземного газогенератора / Г.І. Гайко, В.В. Заєв, П.Н. Шульгин // *Матеріали міжнародної конференції «Форум гірників – 2011»*. – Дніпропетровськ: НГУ, 2011. – С. 62 – 67.

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

*Харин Е. Н.,
(Луганский областной совет, г. Луганск, Украина),
д.т.н. Антощенко Н.И.,
Душенко Е. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

О МЕТОДИКЕ ПРОГНОЗА ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ ПОДРАБОТАННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

Проведено исследование влияния скорости подвигания очистного забоя на изменение абсолютной и относительной газообильностей выемочных участков при их отработке в разных горно-геологических и горно-технических условиях. Установлена целесообразность непосредственного определения абсолютного газовыделения для условий конкретного выемочного участка без предварительного расчета относительной газообильности.

Ключевые слова: *газовыделение, скорость подвигания очистного забоя, прогноз, выемочный участок.*

Проведено дослідження впливу швидкості посування очисного вибою на зміну абсолютної і відносної газовості виїмкових ділянок при їх відпрацюванні у різних гірничо-геологічних та гірничо-технічних умовах. Встановлено доцільність безпосереднього визначення абсолютного газовиділення для умов конкретної виїмкової ділянки без попереднього розрахунку відносної газовості.

Ключові слова: *газовиділення, швидкість посування очисного вибою, прогноз, виїмкова ділянка.*

Один из методов современного прогноза газовыделения из подработанных угольных пластов [1] основан на применении зависимостей соотношения расчетного и фактического уровней газовыделения. В качестве основных влияющих факторов приняты планируемая нагрузка на очистной забой или скорость его подвигания. Для всего многообразия горно-геологических и горно-технических условий Донбасса применяются уравнения с усредненными и одинаковыми коэффициентами, что вносит определенные погрешности в точность производимых расчетов. Сравнительная оценка соответствия расчетных значений газовыделения фактическому его уровню, установленному на основании экспериментальных наблюдений за весь период отработки выемочных участков, до

настоящего времени не проводилась. Достоверность прогнозируемых результатов в значительной степени определяет безопасную отработку газоносных угольных пластов, что указывает на актуальность рассматриваемого вопроса как для угледобывающих предприятий, так и может служить подтверждением правильности научных подходов к решению рассматриваемой проблемы.

Идея работы состоит в установлении влияния основных факторов на изменение абсолютной и относительной газообильностей выемочных участков при их отработке в разных горно-геологических и горно-технических условиях за длительный период времени. По аналогии с методикой [1] предполагалось изучение изменения абсолютной и относительной газообильностей горных выработок при изменении соотношения между планируемой и фактической нагрузкой на очистной забой или скоростями его подвигания.

К анализу привлекли известные из литературных источников [2,3] экспериментальные данные и результаты, полученные при отработке высокогазоносного пласта l_2^e шахтой им. газеты «Известия». Условия выемки угольных пластов приведены в таблице 1. Они отличались степенью метаморфизма ($v^{daf} = 5,0 - 37,3$ %, марка угля от Г до А), газоносностью ($x = 6,0 - 30$ м³/т. с. б. м.), мощностью разрабатываемых пластов ($m = 0,90 - 2,00$ м), длиной лав ($L = 200 - 270$ м), а также расположением и мощностью сближенных пластов и их газоносностью. Диапазон изменения указанных параметров характерен для большинства шахт Донбасса. Суточная добыча и скорость подвигания каждого очистного забоя в рассматриваемые периоды отработки выемочных участков изменялась до десяти раз. Статистическую обработку произвели по среднемесячным данным. Обоснованность такого подхода приведена в работе [4].

Для каждого выемочного участка определили экспериментальные зависимости добычи угля, абсолютного и относительного газовыделения от скорости подвигания очистного забоя. Зависимость добычи угля (A) от скорости подвигания очистного забоя ($v_{оч}$) для каждого отдельного объекта носит практически функциональный прямопропорциональный, но сугубо индивидуальный характер. Исходя из физических представлений:

$$A = m \cdot L \cdot \gamma \cdot v_{оч} = K_1 \cdot v_{оч}, \quad (1)$$

где m – вынимаемая мощность разрабатываемого пласта;

L – длина лавы; γ – удельный вес угля;

K_1 – коэффициент пропорциональности.

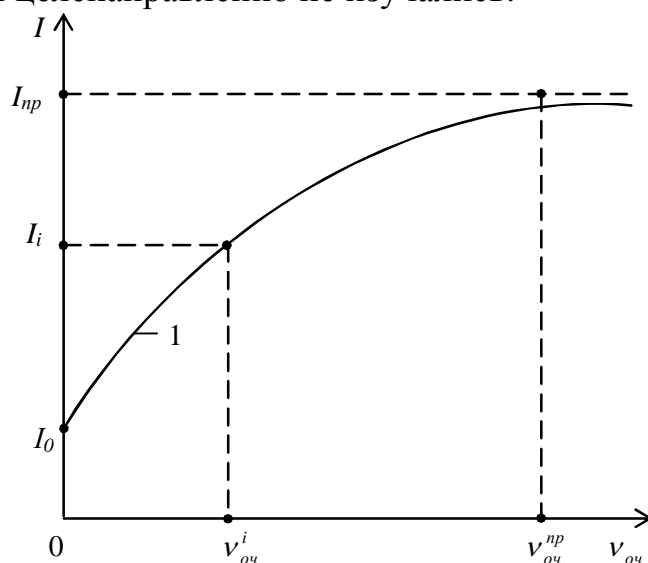
Таблица 1 – Сведения о горно-геологических и горно-технических условиях отработки выемочных участков

Шахта, лава, пласт	Горно-геологические и горно-технические условия					Диапазон изменения средне- месячной добычи A , т/сут	Диапазон измене- ния скорости под- вигания очистных забоев v_{oc} , м/сут	Приме- чания
	Мощ- ность пласта m , м	Длина лавы L , м	Выход лету- чих ве- ществ v^{daf} , %	Газонос- ность x , м ³ /т.с.б.м	Мар- ка угля			
«Красно- лиманская», 3-я южная, l_3	2,0	204	37,3	6*	Г	467 – 4186	0,8 – 6,6	Соглас- но дан- ным [2]
им. А. Ф. За- сядько, 16-я восточная, m_3	1,6	270	30,0	20	Г	402 – 2826	0,6 – 4,4	Соглас- но дан- ным [3]
им. газеты «Известия», 8- я западная ла- ва, l_2^a	0,9	200	5,0	30	А	0 – 1327	0,0 – 4,4	
им. газеты «Известия», 9- я западная ла- ва, l_2^a	0,9	240	5,0	30	А	0 – 937	0,0 – 2,3	

* - газоносность на кромке свежееобнаженного забоя

Значения коэффициента K_I в одних горно-геологических условиях для разных выемочных участков могут существенно отличаться между собой по причине разной длины лав, таблица 2.

В общем случае зависимость абсолютного газовыделения I от скорости подвигания очистного забоя $v_{оч}$ исходя из теоретических положений [4], должно стремиться к своему некоторому предельному значению I_{np} и описываться криволинейной зависимостью, рисунок 1. Статистическая обработка экспериментальных данных показала, что в диапазоне достигнутых скоростей подвигания очистных забоев, эти зависимости хорошо описываются прямолинейными уравнениями. В рассматриваемом случае коэффициенты корреляции находились в диапазоне 0,838 – 0,997, таблица 2. Свободные члены в уравнениях (6 – 9) свидетельствуют о наличии газовыделения после остановки очистных забоев. Очевидно, для разработки достоверного прогноза газовыделения из подрабатываемых угольных пластов и пород, необходимо знать значения I_{np} и I_0 . Зависимости этих параметров от влияющих факторов до настоящего времени целенаправленно не изучались.



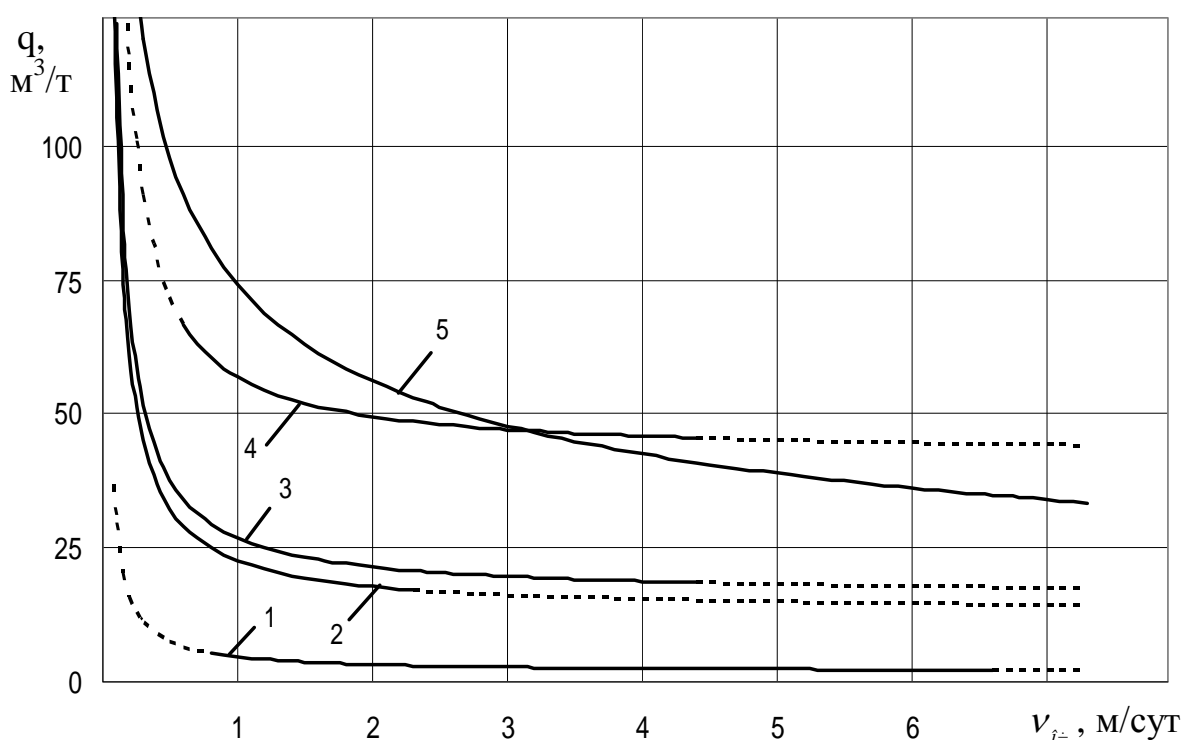
I_{np} - предельный уровень газовыделения, который может быть достигнут при отработке выемочного участка; $v_{оч}^{np}$ - скорость подвигания очистного забоя, при которой достигается уровень газовыделения близкий к I_{np} ; I_0 - газовыделение при остановленном очистном забое; I_i - текущий уровень газовыделения при скорости подвигания $v_{оч}^i$; 1 - кривая зависимости $I = \varphi_2(v_{оч})$.

Рисунок 1 – График теоретической зависимости абсолютного газовыделения из подработанных угольных пластов и пород (I) от скорости подвигания очистного забоя ($v_{оч}$)

Таблица 2 – Результаты статистической обработки среднемесячных экспериментальных данных

Шахта, лава, пласт	Результаты статистической обработки					Уравнения относительной газообильности $q = \frac{I}{A} = \frac{\varphi_2(v_{оч})}{\varphi_1(v_{оч})}$, м ³ /т
	Количество обработанных среднемесячных данных	Зависимости $A = \varphi_1(v_{оч})$		Зависимости $I = \varphi_2(v_{оч})$		
		Уравнения регрессии, т/сут	Коэффициент корреляции, r	Уравнения регрессии, м ³ /мин	Коэффициент корреляции, r	
«Краснолиманская», 3-я южная, l_3	6	$A = 615 \cdot v_{оч} (2)$	0,999	$I = 0,75 \cdot v_{оч} + 1,2 (6)$	0,997	$q = \frac{2,8}{v_{оч}} + 1,8 (10)$
им. А. Ф. Засядько, 16-я восточная, m_3	19	$A = 646 \cdot v_{оч} (3)$	1,000	$I = 18,95 \cdot v_{оч} + 6,6 (7)$	0,838	$q = \frac{14,7}{v_{оч}} + 42,2 (11)$
им. газеты «Известия», 8-я западная, l_2^e	11	$A = 324 \cdot v_{оч} (4)$	1,000	$I = 3,63 \cdot v_{оч} + 2,4 (8)$	0,897	$q = \frac{10,7}{v_{оч}} + 16,1 (12)$
им. газеты «Известия», 9-я западная, l_2^e	14	$A = 389 \cdot v_{оч} (5)$	1,000	$I = 3,51 \cdot v_{оч} + 2,6 (9)$	0,881	$q = \frac{9,6}{v_{оч}} + 13,0 (13)$

Согласно действующему нормативному документу [1] в расчетах используется относительная метанообильность горных выработок. Она соответствует количеству газа, выделяющегося из источников при добыче одной тонны угля. Экспериментальные уравнения (10 – 13), описывающие эти зависимости, определили путем деления уравнений 6 – 9 вида $I = \varphi_2(v_{oc})$ на уравнения 2 – 5, характеризующие зависимости $A = \varphi_1(v_{oc})$ для каждого выемочного участка, таблица 2. Уравнения (10 – 13) являются равнобочными гиперболой с асимптотами $v_{oc} = 0$ и свободными членами, к значениям которых приближается относительное газовыделение при больших скоростях подвигания очистных забоев, рисунок 2.



- 1 – шахта «Краснолиманская», 3-я южная лава, пласта l_3 ;
- 2 – шахта им. газеты «Известия», 9-я западная лава пласта l_2^e ;
- 3 – шахта им. газеты «Известия», 8-я западная лава пласта l_2^e ;
- 4 – шахта им. А. Ф. Засядько, 16-я восточная лава, пласта m_3 ;
- 5 – прогнозируемая зависимость [1] для условий шахты им. газеты «Известия».

Рисунок 2 – Экспериментальные и прогнозируемая зависимости относительной газообильности (q) от скорости подвигания очистных забоев (v_{oc})

Расположение экспериментальных кривых 1 – 4 свидетельствует о существенном отличии зависимостей $q = \frac{\varphi_2(v_{оч})}{\varphi_1(v_{оч})}$, полученных в разных горно-геологических и горно-технических условиях.

Горно-геологические и горно-технические условия при определении относительного газовыделения q_{cni} из i – го сближенного пласта согласно [1] учитываются зависимостью:

$$q_{cni} = 1,14v_{оч}^{-0,4} \frac{m_{cni}}{m_g} (x_{cni} - x_{oi}) \left(1 - \frac{M_{cni}}{M_p} \right), \quad (14)$$

где m_{cni} – суммарная мощность угольных пачек i – го сближенного пласта, м;

m_g – вынимаемая полезная мощность разрабатываемого пласта, м;

x_{cni} – природная метаноносность i – го сближенного пласта, м³/т;

x_{oi} – остаточная метаноносность i – го сближенного пласта после его подработки, м³/т;

M_{cni} – расстояние по нормали между разрабатываемым и i – м сближенным пластом, м;

M_p – расстояние по нормали между разрабатываемым и сближенным пластами, при котором метановыделение из последнего практически равно нулю, м.

На основании уравнения (13) общее относительное газовыделение q из всех подработанных пластов для выемочного участка можно представить зависимостью:

$$q = K_2 \cdot v_{оч}^{-0,4}, \quad (15)$$

где K_2 – коэффициент пропорциональности, учитывающий горно-геологические условия эксплуатации выемочного участка:

$$K_2 = \sum_{i=1}^n 1,14 \frac{m_{cni}}{m_g} (x_{cni} - x_{oi}) \left(1 - \frac{M_{cni}}{M_p} \right), \quad (16)$$

где n – количество сближенных подрабатываемых пластов.

Уравнения (10 – 13) для расчета относительного газовыделения q получены на основании экспериментальных данных. По своему виду они несколько отличаются от применяемого для определения этого параметра уравнения 15. Сравнивая между собой результаты расчетов q по указанным уравнениям для одних горно-геологических и горно-технических условий можно установить соответствия положений, принятых при построении уравнения 14. Для этого по уравнению 16 определили коэффициент $K_2 = 74,12$, характеризующий горно-геологические

условия шахты им. газеты «Известия», таблица 3. Согласно [1] остаточная газоносность антрацитовых пластов ($\tilde{\delta}_{i1}$) принята 8,7 м³/т.с.б.м. Предельное расстояние M_p согласно расчетам равно 429 м, что превышает глубину ведения работ (300 м). Это свидетельствует о несоответствии положений, заложенных в методику расчета параметра H_p и указывает на необходимость ее корректировки.

Зная для условий шахты им. газеты «Известия» расчетное значение коэффициента K_2 , используя уравнение (15), построили график рассматриваемой зависимости, рисунок 2. По характеру эта зависимость близка к экспериментальным кривым 1 – 4, но расчетные значения относительной газообильности в несколько раз превышают значения q , экспериментально определенного в условиях шахты им. газеты «Известия».

Таблица 3 – Горно-геологические сведения о подрабатываемых пластах в условиях шахты им. газеты «Известия»

Геологический символ пластов	M_{cni} , м	m_{cni} , м	x_{cni} , м ³ /т.с.б.м	$x_{cni} - x_{oi}$, м ³ /т.с.б.м	$\left(1 - \frac{M_{cni}}{M_p}\right) \frac{m_{cni}}{m_e}$	$1,14 \frac{m_{cni}}{m_a} (x_{cni} - x_{oi}) \times \left(1 - \frac{M_{cni}}{M_p}\right)$
б/н	258	0,13	17,5	8,8	0,06	0,60
б/н	248	0,40	17,5	8,8	0,20	2,01
l_6	167	0,93	32,0	23,3	0,66	17,53
б/н	152	0,10	32,0	23,3	0,07	1,86
l_5	117	0,15	32,5	23,8	0,13	3,53
б/н	113	0,10	32,5	23,8	0,08	2,17
l_4	71	0,85	36,0	27,3	0,80	24,90
l_3	30	0,90	29,0	20,3	0,93	21,52
l_2^e	-	0,90	-	-	-	$\Sigma 74,12$

На основании анализа экспериментальных данных о газовыделении в горные выработки, полученных в разных горно-геологических и горно-технических условиях за длительные периоды эксплуатации выемочных участков, сравнения их с результатами современного прогноза газовыделения из подрабатываемых угольных пластов и пород, следуют важные для науки и производства выводы:

– в одних горно-геологических и горно-технических условиях главными влияющими факторами, определяющими газовыделение из

подрабатываемого массива, являются функционально связанные между собой добыча угля и скорость подвигания очистного забоя. Зависимость абсолютного и относительного газовыделений от этих факторов носит сугубо индивидуальный характер для каждого выемочного участка, что не в полной мере учитывается действующим нормативным документом;

– определение относительного газовыделения согласно нормативному документу приводит к существенному отклонению от экспериментально определенных величин, что в значительной степени связано с погрешностями определения предельного расстояния, от разрабатываемого пласта, на котором происходит газовыделение;

– для разработки методики достоверного прогноза газовыделения для каждого выемочного участка необходимо предварительно знать предельно максимальное абсолютное газовыделение и его значение после остановки очистного забоя, а также параметры зависимости метановыделения от интенсивности отработки выемочного участка;

– достоверное определение относительного газовыделения возможно только после установления его абсолютного значения, что приводит к потере практического смысла расчета этого параметра, так как конечной целью прогноза является установление абсолютного уровня метановыделения;

– до настоящего времени практически неизученными остаются предельно максимальное газовыделение и его изменение после остановки очистного забоя. Величины этих параметров непосредственно связаны с исходными запасами газа в источниках его выделения и процессами десорбции метана во времени;

– при достигнутых скоростях подвигания очистных забоев (до 10 м/сут) в расчетах абсолютного газовыделения можно использовать прямолинейные зависимости от этого фактора.

Библиографический список

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

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

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

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

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

*д.т.н. Замыцкий О.В.,
к.т.н. Кривенко А.Ю.
(КТУ, г. Кривой Рог, Украина)*

МОДЕЛЬ ТЕРМОГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ТУРБОКОМПРЕССОРА С УЧЕТОМ ПЕРЕТЕЧЕК В ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ

Розроблена термогазодинамічна модель багатоступінчастого турбокомпресору з урахуванням перетічок у проточній частині, що включає процеси у впускному колекторі, ступенях стиснення й повітроохолоджувачах.

Ключові слова: *термогазодинамічні процеси, модель, турбокомпресор.*

Разработана термогазодинамическая модель многоступенчатого турбокомпрессора с учетом перетечек в проточной части, включающая процессы во впускном коллекторе, ступенях сжатия и воздухоохлаждателей.

Ключевые слова: *термогазодинамические процессы, модель, турбокомпрессор.*

Для моделирования характеристик турбокомпрессора может быть использована математическая модель, отражающая реальные физические процессы, протекающие в компрессоре. Наиболее сложной является задача получения газодинамической характеристики ступени вновь проектируемого турбокомпрессора из-за сложности математического описания потерь в проточной части.

Результаты исследований по разработке такой модели без учета перетечек в проточной части опубликованы в работах [1, 2].

Целью данной работы является разработка термогазодинамической модели турбокомпрессора с учетом перетечек в проточной части через лабиринтные уплотнения.

Полное математическое описание термогазодинамических процессов в турбокомпрессоре, построенное исходя из реальных физических процессов происходящих в турбокомпрессоре, должно включать теоретический рабочий процесс, потери и перетечки сжатого воздуха в ступени, а также процессы, происходящие во всасывающем тракте и воздухоохладителях.

Начальные условия: начальное давление воздуха p_n ; начальная температура воздуха T_{n1} .

Течение воздуха во всасывающем трубопроводе сопровождается изменением его давления и температуры. Давление уменьшается от величины давления окружающей среды до значения давления во всасывающем патрубке первой ступени. Этот перепад давлений зависит от гидравлического сопротивления всасывающей магистрали, положения дроссельного устройства и состояния воздушных фильтров. Сопротивление воздушных фильтров в период между их очисткой постоянно возрастает в результате загрязнения, что приводит к уменьшению давления во всасывающем патрубке. Колебание атмосферного давления также приводит к изменению давления засасываемого воздуха и режима работы.

Давление во всасывающем патрубке компрессора описывается зависимостью

$$p_{n1} = p_n - \Delta p_\phi - \Delta p_m, \text{ Па}, \quad (1)$$

где p_{n1} – давление во всасывающем патрубке компрессора, Па;

p_n – начальное давление воздуха (атмосферное), Па;

Δp_ϕ – потери давления на воздушном фильтре, Па;

p_m – потери давления на всасывающей магистрали, Па.

Потери давления на воздушном фильтре

$$\Delta p_\phi = \zeta_\phi \rho_a \frac{V_a^2}{2\omega_\phi^2}, \text{ Па}, \quad (2)$$

где ζ_ϕ – коэффициент местных сопротивлений фильтра;

V_a – объемная производительность, м³/с;

ρ_a – плотность воздуха, кг/м³;

ω_ϕ – площадь сечения фильтра, м².

Как видно, потери давления на воздушном фильтре не являются постоянной величиной, а зависят от объемной производительности компрессора (пропорциональны квадрату скорости потока). При этом коэффициент местных сопротивлений фильтра может быть определен исходя из нормальных потерь давления $\Delta p_\phi = 250$ Па при номинальном режиме.

Всасывающая магистраль для большинства компрессорных станций может быть описана как короткий трубопровод, в этом случае потери по длине трубопровода не учитываются, а рассматриваются только потери в местных сопротивлениях.

Потери давления на всасывающей магистрали

$$\Delta p_i = \sum \zeta_i \rho_a \frac{V_a^2}{2\omega_i}, \text{ Па}, \quad (3)$$

где Δp_m – потери давления на всасывающей магистрали, Па;

$\sum \zeta_m$ – сумма коэффициентов местных сопротивлений всасывающей магистрали, включая местное сопротивление дроссельной заслонки;

ρ_a – плотность воздуха, кг/м³;

ω_m – площадь сечения магистрали, м².

Потери давления на всем всасывающем тракте

$$\Delta p_\delta = \Delta p_\delta + \Delta p_i = \frac{1}{2} \left(\frac{\zeta_\delta}{\omega_\delta^2} + \frac{\sum \zeta_i}{\omega_i^2} \right) \rho_a V_a^2, \text{ Па}. \quad (4)$$

Т. е. потери давления на всасывающем тракте являются функцией объемной производительности и пропорциональны ее квадрату.

Или окончательно давление во всасывающей патрубке турбокомпрессора

$$p_{i1} = p_i - \frac{1}{2} \left(\frac{\zeta_\delta}{\omega_\delta^2} + \frac{\sum \zeta_i}{\omega_i^2} \right) \rho_a V_a^2, \text{ Па}. \quad (5)$$

Модель рабочего процесса ступени турбокомпрессора с учетом протечек. Одним из факторов, влияющем на характеристики шахтных турбокомпрессоров, являются протечки через лабиринтные уплотнения турбокомпрессоров. Протечки происходят через уплотнения следующих элементов компрессора: покрывающего диска рабочего колеса, вала ротора между ступенями, вала в месте его выхода за пределы корпуса и разгрузочного устройства для компенсации осевого давления – думмиса. Причем, наиболее существенное влияние на характеристики компрессоров оказывают повышенные зазоры в уплотнениях покрывающего диска. В этом случае происходит циркуляция воздуха из области высокого давления на выходе из колеса в область низкого давления на входе, т.е., перепад давления на уплотнении определяется степенью повышения давления в ступени.

При числе гребней $Z \geq 3$ объемный расход воздуха через уплотнение определяется с достаточной точностью по формуле Стодолы:

$$V_{ni} = \alpha \pi D_{si} s_{pi} \sqrt{\frac{p_{kni}^2 - p_{ni}^2}{\rho_{ki} Z_i p_{kni}}}, \text{ м}^3/\text{с}, \quad (6)$$

где V_{ni} – объемный расход воздуха через уплотнение i -той ступени, $\text{м}^3/\text{с}$;

α – коэффициент расхода (для ступенчатого уплотнения $\alpha=0,7$);

D_{si} – диаметр уплотнения, м;

s_{pi} – радиальный зазор под гребнем, м;

Z_i – число гребней;

p_{ni}, p_{kni} – начальное и конечное давление ступени, Па;

ρ_{ki} – плотность воздуха при условиях выхода из колеса, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Рассматривая действие протечек исключительно как внутреннюю рециркуляцию для вычисления характеристик ступени турбомашины, получим:

$$V_{mi} = V_{mni} + V_{ni}, \text{ м}^3/\text{с}, \quad (7)$$

где V_{mi} – теоретическая производительность ступени с учетом протечек, $\text{м}^3/\text{с}$;

V_{mni} – теоретическая производительность ступени без учета протечек, $\text{м}^3/\text{с}$.

С учетом этого, математическое описание термогазодинамических процессов в ступени турбомашины можно представить следующими выражениями.

Теоретическая удельная энергия в i -й ступени секции с учетом протечек в уплотнении

$$gH_{\partial i} = (u_{2i}^2 - k_{\bar{a}} V_{\partial i} u_{2i}) k_{\partial i}, \text{ Дж/кг}, \quad (8)$$

Окружная скорость на периферии рабочего колеса

$$u_{2i} = \frac{\pi D_{2i} n}{60}, \text{ м/с}. \quad (9)$$

Коэффициент геометрии колеса

$$k_{\bar{a}} = \frac{1}{\pi D_{2i} b_{2i} \text{tg} \beta_{2i}}. \quad (10)$$

Коэффициент циркуляции по К. Пфлейдереру

$$k_{\dot{\alpha}i} = \frac{1}{1 + \frac{1,2(1 + \sin \beta_{2i})}{z_{2i}(1 - \lambda_i^2)}}. \quad (11)$$

Приращение температуры воздуха

$$\Delta T_i = \frac{k - 1}{k} \cdot \frac{gH_{mi}}{R}. \quad (12)$$

Потери удельной энергии от трения

$$gH_{ii} = \xi_{ii} \frac{V_{\dot{\alpha}i}^2}{2\omega_{2i}^2}, \text{ Дж/кг}. \quad (13)$$

Объемная подача при безударном входе по К. Пфлейдереру

$$V_{si} = \tau_{1i} \pi D_{1i} b_{1i} u_{1i} t g \beta_{1i}, \text{ м}^3/\text{с}. \quad (14)$$

Окружная скорость рабочего колеса по внутреннему диаметру

$$u_{1i} = \frac{\pi D_{1i} n}{60}, \text{ м/с}. \quad (15)$$

Коэффициент сужения

$$\tau_{1i} = 1 - \frac{z_{1i} \delta_{1i}}{\pi D_{1i}}. \quad (16)$$

Потери удельной энергии от удара

$$gH_{\dot{\alpha}i} = K_{si} \frac{(V_{\dot{\alpha}i} - V_{si})^2}{2\omega_{2i}^2}, \text{ Дж/кг}. \quad (17)$$

Фактическая удельная энергия

$$gH_i = \eta_i gH_{\dot{\alpha}i} - gH_{ii} - gH_{\dot{\alpha}i}, \text{ Дж/кг}. \quad (18)$$

Показатель политропы сжатия

$$m_i = \left(1 - \left(\frac{H_i}{H_{mi}} \cdot \frac{k}{k-1} \right)^{-1} \right)^{-1}. \quad (19)$$

Степень повышения давления

$$\varepsilon_{\delta i} = \left(\frac{k-1}{k} \cdot \frac{gH_{\delta i}}{RT_{ii}} + 1 \right)^{\frac{m}{m-1}}. \quad (20)$$

Конечная температура воздуха

$$T_{ki} = T_{ni} + \Delta T_i, \text{ К.} \quad (21)$$

Конечное давление

$$p_{ei} = p_{ii} \varepsilon_{\delta i}, \text{ Па.} \quad (22)$$

Для определения протечек по формуле (6) конечное давление p_{kni} с некоторым допущением рассчитывается по зависимостям (7 – 16), принимая $V_{mi} = V_{mni}$.

Тогда модель ступени шахтного турбокомпрессора с учетом протечек представляет собой систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} V_i &= \alpha \pi D_s s_{\delta} \sqrt{\frac{p_{ei}^2 - p_i^2}{\rho_e Z p_{ei}}} \\ V_{\delta} &= V_{\delta i} + V_i \\ gH_{\delta} &= (u_2^2 - k_a V_{\delta} u_2) k_{\delta} \\ gH_{\delta} &= \frac{\zeta_i V_{\delta}^2 + K_s (V_{\delta} - V_s)^2}{2\omega} \\ V_s &= \tau_1 \pi D_1 b_1 u_1 \operatorname{tg} \beta_1 \\ m &= \left(1 - \left(\left(1 - \frac{H_{\delta}}{H_{\delta i}} \right) \cdot \frac{k}{k-1} \right)^{-1} \right)^{-1} \\ \varepsilon_{\delta} &= \left(\frac{k-1}{k} \frac{gH_{\delta}}{RT_1} + 1 \right)^{\frac{m}{m-1}} \\ \Delta T &= \frac{k-1}{k} \cdot \frac{gH_{\delta}}{R} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

На основе приведенного выше описания термогазодинамических процессов в проточной части и всасывающем тракте турбокомпрессора, разработан алгоритм моделирования шестиступенчатого турбокомпрессора, приведенный на рисунке 1. Алгоритм включает расчеты всасывающего тракта, шести ступней турбокомпрессора, а также промежу-

точных воздухоохладителей и позволяет моделировать характеристики турбокомпрессора при повышенных зазорах в уплотнениях.

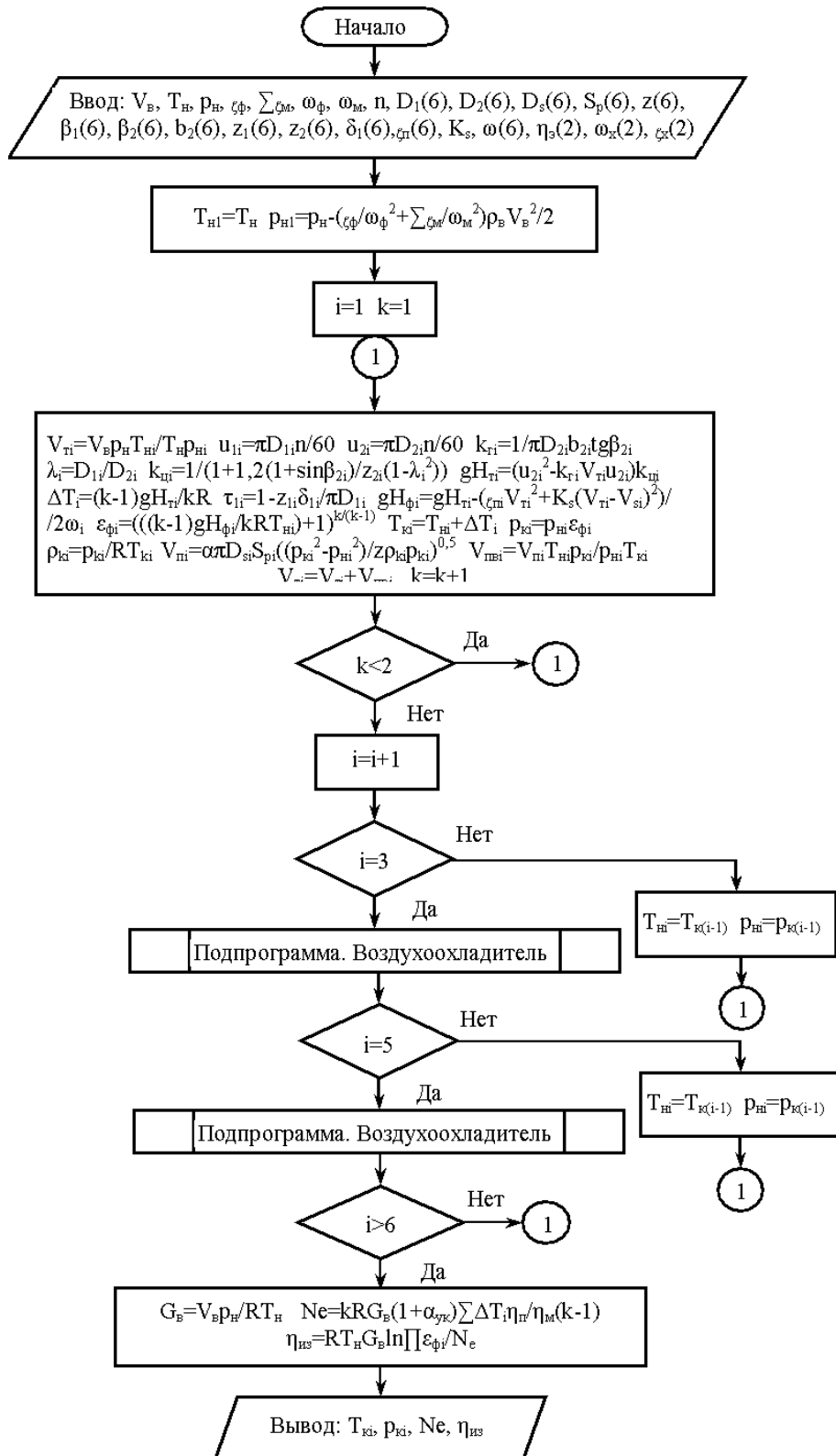


Рисунок 1 – Блок-схема алгоритма моделирования турбокомпрессора

Адаптация модели на соответствие заводской характеристике [3] проведена, при нормальных начальных условиях и состоянии промежуточных воздухоохладителей ($p_{n1} = 0,98 \cdot 10^5$ Па, $T_{n1} = 293$ К, $\eta_{\varepsilon 1} = \eta_{\varepsilon 2} = 0,977$), по-секционно при помощи коэффициентов ζ , ζ_n , K_s , и параметра V_s . Для упрощения принято допущение о равенстве одноименных коэффициентов для ступеней одной секции. Это возможно благодаря близости геометрических параметров данных ступеней.

Результаты исследований влияния повышенных зазоров в уплотнениях турбокомпрессора опубликованы в работе [4].

Таким образом, разработана модель термогазодинамических процессов многоступенчатого турбокомпрессора с учетом протечек в проточной части.

Библиографический список

1. Замыцкий О.В. Компьютерное моделирование режимов многоступенчатых турбокомпрессоров / О.В. Замыцкий // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2001. – № 11. – С. 58 – 59.

2. Замыцкий О.В. Моделирование характеристик центробежных турбомашин // Сб. научных трудов Национальной горной академии Украины. – Дніпропетровськ: Навч. кн., 2002. – Т. 3, № 13. – С.33 – 36.

3. Рис В. Ф. Центробежные компрессорные машины / В.Ф. Рис. – М.: Машиностроение, 1964. – 333 с.

4. Влияние внутренних протечек воздуха на характеристики рудных турбокомпрессоров / О.В. Замыцкий, В.Л. Хруцкий // Разработка рудных месторождений. – Кривой Рог, 2005. – Вып. 89. – С. 80 – 85.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Рутковским Ю.А.

*к.т.н. Ларченко В. Г.,
Куценко О. М.,
Коваленко Е. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ И ШТАТИВА–ОТВЕСА ДЛЯ НАТУРНЫХ НАБЛЮДЕНИЙ ЗА СДВИЖЕНИЕМ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Наведена послідовність і методика маркшейдерських робіт при винесенні, розбитті і проведенні періодичних натурних спостережень за зрушенням і деформаціями земної поверхні. Наведена конструкція нового універсального штатива-виску.

Ключові слова: *методика маркшейдерських спостережень за зрушеннями та деформаціями земної поверхні, конструкція універсального штатива-виска.*

Приведена последовательность и методика маркшейдерских работ при выносе, разбивке и производстве периодических натурных наблюдений за сдвижением и деформациями земной поверхности. Приведена конструкция нового универсального штатива-отвеса.

Ключевые слова: *методика маркшейдерских наблюдений за сдвижениями и деформациями земной поверхности, конструкция универсального штатива-отвеса.*

В некоторых районах Донбасса до 70 процентов разведанных оставшихся балансовых запасов угля находится под застроенными территориями или коммуникациями. В соответствии с требованиями «Инструкции...» [1] наблюдения за сдвижением земной поверхности обязательны при подработке ответственных и уникальных объектов, железных дорог, водных объектов, дамб, плотин, трубопроводов, подкранных путей. Глубина горных работ H с каждым годом увеличивается, поэтому увеличивается и длина одной профильной линии L , так как $L \approx 1,5H$, то есть, увеличивается количество рабочих реперов наблюдательной станции и объем инструментальных измерений. Наиболее трудоемкими являются линейные измерения, требующие специальных жестких отвесов и продолжительных наблюдений, почему на многих шахтах их не выполняют, и, не менее чем в два раза, снижают эффективность инструмен-

тальных наблюдений, так как для линейных сооружений основным критерием при выборе мер охраны являются горизонтальные деформации.

Обзор литературных источников свидетельствует, что за последние 20 лет после ликвидации специализированных маркшейдерских бюро при производственных объединениях количество полноценных наблюдений значительно снизилось, а имеющиеся выполняются по неполной устаревшей методике.

За последние 4 года в ДонГТУ разработаны устройства и методика натуральных наблюдений [2-5], позволяющие до 1500 раз повысить их точность, значительно улучшить их комфортность, исключить влияние человеческого фактора, многократно уменьшить трудоемкость наблюдений. Но в исполнении требований действующей «Инструкции...» [1] наблюдения при подработке перечисленных выше объектов земной поверхности проводятся традиционным способом.

Поэтому целью данной статьи является совершенствование методики традиционных натуральных наблюдений за сдвижением и деформациями земной поверхности и разработка универсального штатива-отвеса для их производства.

Большой опыт натуральных наблюдений (300 серий) дает возможность его обобщить и с учетом последних достижений в маркшейдерско-геодезическом приборостроении предложить последовательность и оптимальную методику маркшейдерских работ при выносе, привязке типовой или долговременной специальной наблюдательной станции и при производстве периодических инструментальных измерений.

Особого внимания и тщательной подготовки требует составление проекта наблюдательной станции, чтобы ее можно было использовать в течении общей продолжительности процесса сдвижения и при возможной повторной подработке, для чего опорные реперы хоть одной профильной линии необходимо заложить вне ожидаемой зоны влияния очистных работ. Наблюдательная станция должна включать минимум две профильные линии реперов (по падению и по простиранию пласта в главных сечениях мульды сдвижения), проходящие через ожидаемые точки максимальных оседаний земной поверхности. Если охраняемый объект линейного типа и расположен диагонально к линии падения, то вдоль объекта необходимо заложить третью профильную линию. Протяженность профильных линий определяется на вертикальных разрезах в соответствии с учебником [6] и «Методическими указаниями...» [7]. Координаты X , Y точки пересечения профильных линий S определяются с плана лав или горных выработок, дирекционный угол первой профильной линии $\alpha_{П.Л.}$ равен дирекционному углу конвейерного и вентиляционного ходков $\alpha_{К.Х.}$ на рисунке 1.

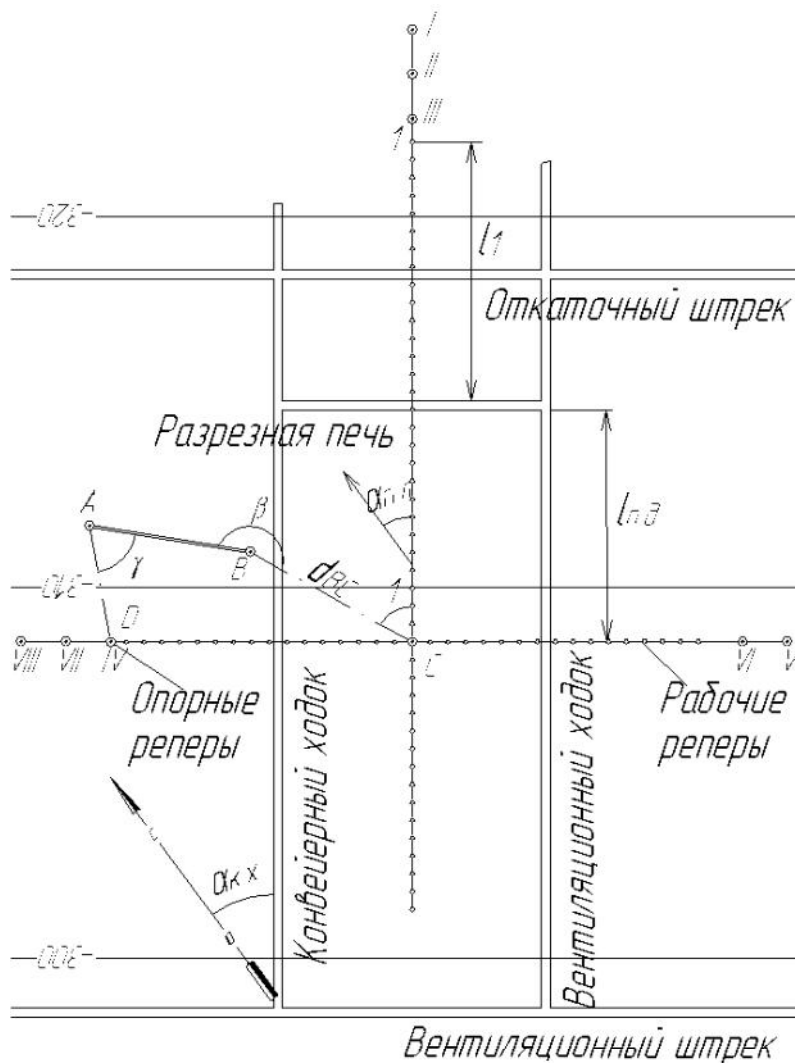


Рисунок 1 – Проект наблюдательной станции 1:5000

Вынос с проекта в натуру точки С и профильных линий производится от пунктов геодезического обоснования полярным способом или способом угловой засечки. Если пункты геодезического обоснования нарушены или попали под застройку, то спутниковым приемником вблизи наблюдательной станции на неподработанной территории необходимо определить координаты X , Y двух пунктов А и В, от которых потом сделать вынос и разбивку профильных линий. Расстояния между рабочими реперами профильных линий выбирают в зависимости от поставленных задач, наличия выходов тектонических нарушений и глубины горных работ в соответствии с [7]. Конструкция рабочих реперов должна обеспечивать их надежную связь с грунтом, устойчивость и сохранность. На забивные заглубленные реперы сверху желательно укладывать металлические квадратные пластины размером примерно 15см с центральным отверстием для обнаружения реперов после сельскохозяйственных работ. Отклонения

реперов от створа не должны превышать 0,05м. Спустя 7 - 10 дней после закладки реперов профильных линий необходимо выполнить их исполнительную съемку от пунктов А и В, высотную привязку от реперов, расположенных вне зоны влияния горных работ, и две серии исходных наблюдений до начала движения очистного забоя.

Геометрическое нивелирование необходимо выполнять со середины нивелиром с компенсатором, не рекомендуем применять складные рейки. Невязка в сумме превышений прямого и обратного ходов или между опорными реперами в сериях наблюдений не должна превышать f_h :

$$f_h \leq \pm 10\sqrt{L}, \text{ мм}, \quad (1)$$

где L – длина хода в одном направлении, км.

Интервалы времени между сериями наблюдений в период опасных деформаций рекомендуем принимать не более t :

$$t = \frac{l_{о.к.}}{c}, \text{ сут.} \quad (2)$$

где $l_{о.к.}$ - шаг обрушения основной кровли, м;

c – скорость подвигания очистного забоя, м/сут.

Линейные измерения между реперами рекомендуем выполнять электронным тахеометром, установленным над опорным или связующими реперами, как при исходном, так и при последующих наблюдениях, чтобы свести к минимуму погрешность за счет отклонения рабочих реперов от створа профильной линии. На каждом рабочем репере необходимо центрировать и приводить в отвесное положение жесткий штатив-отвес, предлагаемой на рисунке 2 конструкции.

Штатив-отвес состоит из круглого алюминиевого стержня 1 длиной 1,5м и диаметром, равным диаметру станového винта, нижний конец которого заточен на конус 10 для центрирования над репером, а на верхнем прикреплен круглый уровень 2 и нарезана резьба для крепления стандартной втулки, куда вставляется любой отражатель, сигнал для визирования или марка-конус для измерения расстояний рулеткой. Три алюминиевые ножки штатива 6 имеют резьбовые соединения с втулками 8, выполняющие роль подъемных винтов для приведения отвеса в вертикальное положение, и телескопические трубки 7 для регулирования длины ножек штатива. Внизу ножки штатива имеют упоры 9 для вдавливания в грунт. Опорная площадка 5 имеет три радиальные прямолинейные углубления через 120° для установки на ней нивелира, в этом случае стержень-отвес вынимается. На опорной площадке 5 крепятся центрировочные пластины 4 с втулкой и резьбовым соединением для фиксации отвеса 1 в вертикальном положении, диаметр отверстия верхней пластины равен диаметру стержня отвеса. При транспортировке штатива-отвеса стержень

1 вынимается, уровень 2 закрывается защитной крышкой 11 на резьбе, а ножки штатива скрепляются ремешком 12.

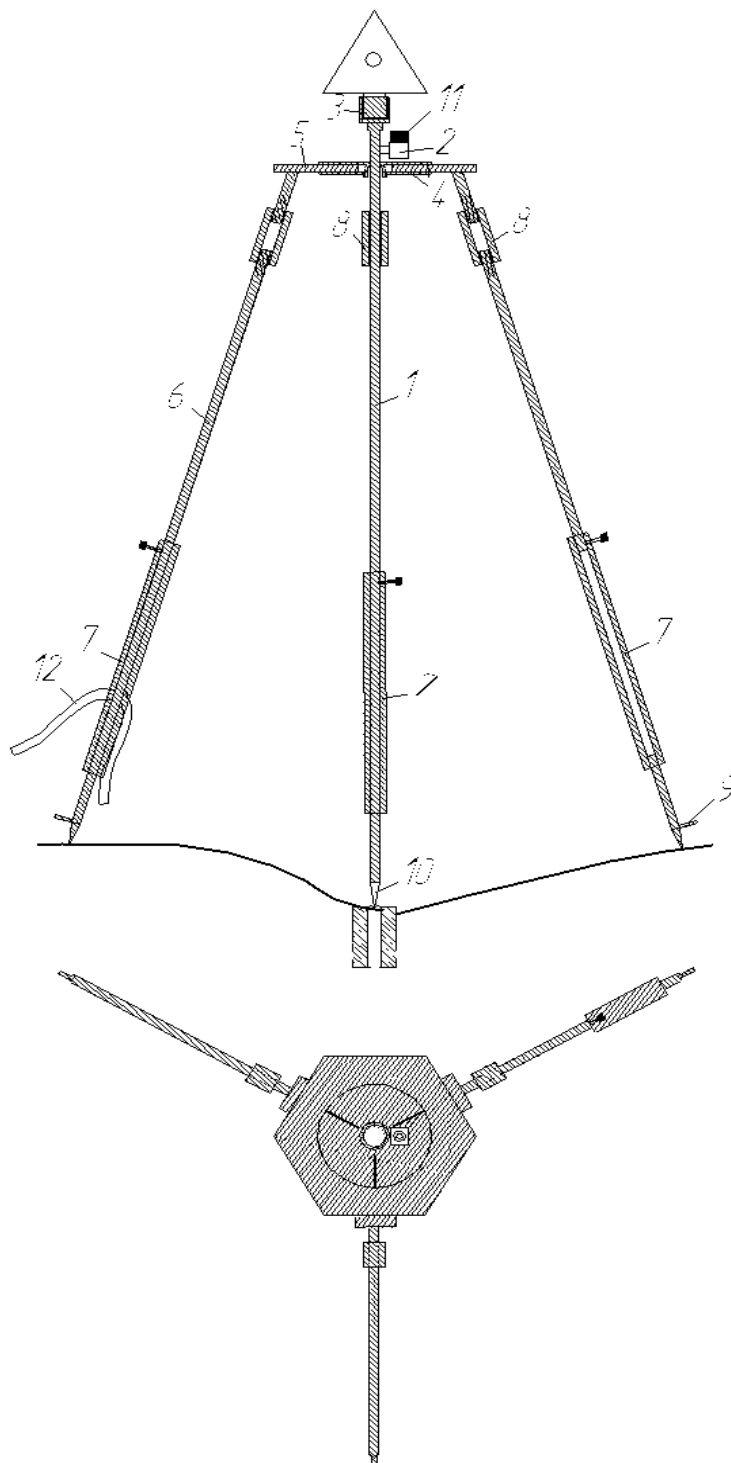


Рисунок 2 – Универсальный штатив-отвес

Линейные измерения рекомендуем выполнять при двух положениях жесткого отвеса с поворотом на 180°, при измерениях компарированной рулеткой необходимо брать по три отсчета со смещениями нуля и

измерять температуру воздуха. В средние значения длин линий необходимо вводит поправки за компарирование рулетки, за разность температуры, за наклон линии и провес рулетки.

Выводы:

1. Предлагаемая методика работ и конструкция жесткого штатива-отвеса позволят повысить точность и комфортность натуральных наблюдений за сдвижением и деформациями земной поверхности, значительно снизить их трудоемкость.

2. Штатив-отвес может применяться при тахеометрической съемке, продольном нивелировании и при разбивочных и съемочных геодезических и маркшейдерских работах.

Библиографический список

1. *Маркшейдерські роботи на вугільних шахтах та розрізах: інструкція* / [Редкоміс.: М. С. Копланець (голова) та ін.]. – Донецьк: ТОВ «АЛАН», 2001. – 264с.

2. Пат. 35377 U Україна, МПК G 01 C 3/08. Пристрій для виміру горизонтальних і вертикальних деформацій товщі гірських порід і споруд земної поверхні / Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. (Україна); заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет (Україна). - № U 20080564; заяв. 30.04.2008; опубл. 10.09.2008, Бюл. № 17.

3. Пат. 25436 U Україна, МПК G 01 C 15/02. Спосіб визначення осідань і горизонтальних зрушень земної поверхні на важкодоступних ділянках / Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. (Україна); заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет (Україна). - № U 200703208; заяв. 26.03.2007; опубл. 10.08.2007, Бюл. № 12.

4. Пат. 41254 U Україна, МПК G 01 C 1/00. Спосіб моніторингу крену висотних споруд / Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. (Україна); заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет (Україна). - № U 200815055; заяв. 26.12.2008; опубл. 12.05.2009, Бюл. № 9.

5. Пат. 47899 U Україна, МПК G 01 C 3/08. Спосіб підвищення точності спостережень за горизонтальними деформаціями земної поверхні і споруджень, які підробляються / Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. (Україна); заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет (Україна). - № U 200909875; заяв. 28.09.2009; опубл. 25.02.2010, Бюл. № 4.

6. *Маркшейдерское дело: Учеб. для вузов. Часть II.* / Под ред. И. Н. Ушакова. – [3-е изд.] - М.: Недра, 1989. – 437с.

7. *Методические указания по наблюдению за сдвижением горных пород и за подрабатываемыми сооружениями* / М-во угольной промышленности СССР, Л-д.: ВНИМИ, 1987. – 183с.

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

*Денисенко Е. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ПЛАНОВЫХ КООРДИНАТ ТОЧЕК С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ ГРАВИТАЦИОННЫМ СПОСОБОМ

Досліджені чинники, що впливають на точність проектування координат гравітаційним способом. Встановлена залежність сил гравітаційної взаємодії від відстані між свинцевою кулькою і стінкою ствола, залежності швидкості і тривалості руху кульки по стволу від глибини горизонту з врахуванням опору повітря.

***Ключові слова:** проектування координат, точність, впливаючі чинники, швидкість і тривалість руху кульки, гравітаційна взаємодія, похибка центрування.*

Исследованы факторы, влияющие на точность проектирования координат гравитационным способом. Установлена зависимость сил гравитационного взаимодействия от расстояния между свинцовым шариком и стенкой ствола, зависимости скорости и продолжительности движения шарика по стволу от глубины горизонта с учетом сопротивления воздуха.

***Ключевые слова:** проектирование координат, точность, влияющие факторы, скорость и продолжительность движения шарика, гравитационное взаимодействие, погрешность центрирования.*

Проектирование плановых координат с поверхности на ориентированный горизонт осуществляется путем строго вертикального переноса зафиксированной точки с земной поверхности на горизонт горных работ с высокой точностью[1]. Для получения высокой точности используем свойства свободно падающего по вертикальному стволу свинцового шарика [2,3].

На точность проектирования координат X , Y точек с поверхности в шахту гравитационным способом влияют следующие факторы:

1. Неравномерное движение воздуха и капез в стволе.
2. Схождение отвесных линий к центру сферической поверхности Земли.
3. Погрешность расстояний между отвесными линиями при переходе с эллипсоида на плоскость.

4. Разность линейного движения на различных горизонтах при вращении Земли.

5. Притяжение шарика более плотными породами за счет сил гравитационного взаимодействия.

Целью данной статьи является анализ погрешностей центрирования гравитационным способом и определение их зависимости от определяющих факторов. При проектировании координат X , Y с поверхности в шахту данным способом необходимо свести к минимуму влияние вышеприведенных основных погрешностей.

Влияние первых четырех факторов рассмотрены в статьях [4,5], но более детальное исследование указывает на необходимость вернуться к первому фактору.

Продолжительность движения шарика можно найти с помощью скорости, которую мы определяли в статьях [4,5], по законам свободного падения тел, но учитывая то, что в пространстве ствола находится воздух, отягощенный породной пылью, который к тому же хаотично движется. Поэтому падение металлического шарика в воздушном пространстве ствола нельзя считать свободным потому, что сопротивление воздуха оказывает на тело, падающее на большую глубину, значительное воздействие [6].

При проектировании точки методом падения свинцового шарика, производится пуск его из зафиксированной точки земной поверхности и фиксируется точка его падения на ориентируемом горизонте. Шарик движется по вертикальному шахтному стволу с начальной скоростью, равной нулю.

Падение шарика происходит под действием силы тяжести, зависящей от расстояния r до центра Земли, показанного на рисунке 1, и силы сопротивления среды $F_{св}$ (в нашем случае воздуха) [6].

При падении тела с большой высоты h на земную поверхность необходимо учитывать зависимость силы тяготения от расстояния, определяемого по формуле (1):

$$r = R + h - x, \quad (1)$$

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

h – высота над земной поверхностью, м;

x – пройденный путь, отсчитываемый от начального положения;

r – расстояние от центра Земли до x [6].

При падении шарика на большую глубину H формула (1) будет иметь вид:

$$r = R - H, \quad (2)$$

где H – глубина горизонта, м;

r – расстояние от центра Земли до текущего горизонта, м.

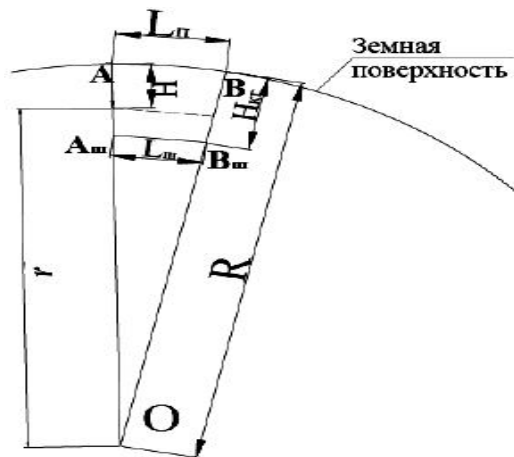


Рисунок 1 – Схема определения параметров расчета скорости падения шарика

Ускорение центра тяжести падающего тела с высоты изменяется при этом по закону [6]:

$$\omega = g_0 R^2 / r^2, \quad (3)$$

а скорость:

$$v = \sqrt{\frac{2g_0 x}{\left(1 + \frac{h}{R}\right)\left[1 + \frac{h-x}{R}\right]}}. \quad (4)$$

Преобразуем формулу (4) и рассчитаем скорость падения тела с поверхности на глубину ориентируемого горизонта H :

$$v = \sqrt{\frac{2g_0 H}{\left(1 + \frac{H_{\text{КГ}}}{R}\right)\left(1 + \frac{H}{R}\right)}}. \quad (5)$$

Основное влияние вращения Земли на падение шарика с малой высоты учитывается прибавлением к силе тяготения переносной (центробежной) силы инерции. Сумма этих двух сил даёт направленную по вертикали силу тяжести P , под действием которой и происходит падение шарика. При этом ускорение свободного падения (ускорение силы тяжести) g несколько отличается от g_0 как численно, так и по направлению. Ускорение свободного падения состоит из двух слагаемых: гравитационного ускорения и центростремительного ускорения. Значение

гравитационного ускорения на поверхности планеты можно приблизительно подсчитать, представив планету точечной массой M , и вычислив гравитационное ускорение на расстоянии её радиуса R следующим образом:

$$g = G \frac{M}{R^2}, \quad (6)$$

где G — гравитационная постоянная ($6,6742 \times 10^{-11} \text{ м}^3 \text{ с}^{-2} \text{ кг}^{-1}$);
 M — масса Земли ($5,9736 \times 10^{24} \text{ кг}$).

Но с углублением во внутрь Земли уменьшается радиус, тогда ускорение силы тяжести изменяется по закону:

$$g = G \frac{M}{r^2}. \quad (7)$$

Величина скорости также определяется формулой (5) с заменой в ней g_0 на g .

Учёт сопротивления среды существенно изменяет закон падения тела. Когда скорость падения не достигает скорости звука (в воздухе практически при $v < 300 \text{ м/с}$), сила сопротивления воздуха определяется по формуле:

$$F_{c.v.} = 0,5 C_x \rho S v^2, \quad (8)$$

где S — площадь миделевого сечения (наибольшее по площади поперечное сечение тела, движущегося в воде или воздухе) — площадь шарика в диаметре:

$$S = \pi R_{\text{ш}}^2, \quad (9)$$

$R_{\text{ш}}$ — радиус свинцового шарика;

ρ — плотность воздуха ($1,22 \text{ кг/м}^3$);

C_x — коэффициент сопротивления, зависящий от формы тела (коэффициент сопротивления шарообразного тела равен 0,3).

При таком законе сопротивления и постоянном значении ρ , предельная скорость падения равна:

$$v_{\text{пр}} = \frac{2P}{C_x \rho S}, \quad (10)$$

где P — сила тяжести, определяемая по формуле:

$$P = mg, \quad (11)$$

где m — масса металлического шарика, кг.

Тогда формула (10) будет выглядеть следующим образом:

$$v_{\text{пр}} = \frac{2mg}{C_x \rho S}. \quad (12)$$

Из формулы (5) видно, что с возрастанием глубины скорость v стремится к $v_{\text{пр}}$, называемой предельной скоростью падения. На опреде-

ленном начальном участке пути свинцовый шарик набирает скорость до того момента, пока не достигнет предельного значения и дальнейшее падение шарика происходит с практически постоянной скоростью $v_{пр}$.

Сведем расчет скорости падения шарика в таблицу 1 и построим график зависимости v от H на рисунке 2.

Из таблицы 1 и рисунка 2 видно, что металлический шарик, выпущенный на поверхности, летит по вертикальному стволу увеличивая скорость до горизонта $H = 400,534$ м, на уровне этого горизонта силы тяжести и сопротивления воздуха, действующие на него, уравниваются и его скорость достигает предельного значения равного $v_{пр} = 88,695$ м/с и далее она остается практически неизменной на всей протяженности полета, увеличиваясь незначительно за счет увеличения силы притяжения Земли с углублением.

В таблице 1 приведены результаты расчета продолжительности движения шарика по стволу T , вычисленной по формуле:

$$T = \frac{H}{v_{cp}}, \text{ с} \quad (13)$$

где v_{cp} – средняя скорость движения шарика по стволу, м/с.

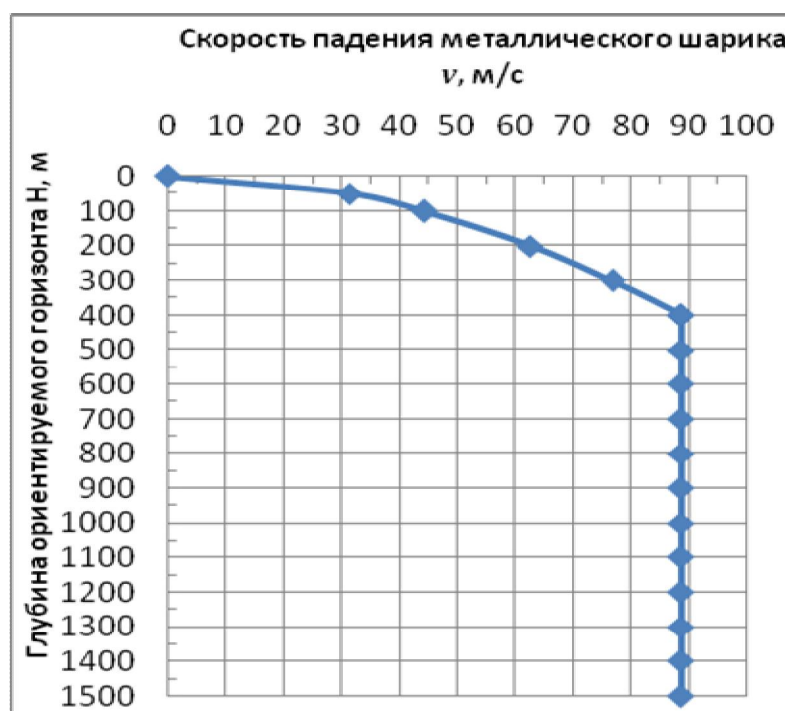


Рисунок 2 - Зависимость скорости движения шарика от глубины горизонта

Таблица 1 – Расчет скорости падения шарика на различные глубины

Горизонт ориентирования, Н, м	Скорость падения без учета силы сопротивления воздуха, v_0 , м/с	Расстояние от центра Земли до текущего горизонта, r , м	Сила сопротивления воздуха, $F_{св}$, Н	Ускорение силы тяжести, g , м/с ²	Предельная скорость падения, $v_{пр}$, м/с	Реальная скорость падения шарика, v , м/с	Средняя скорость, $v_{ср}$, м/с	Продолжительность падения шарика, $T_{шар}$, с
0	0	6371110	0	9,8221	88,69	0	25,22	3,97
100	44,317	6371010	0,08	9,8224	88,691	44,317		
200	62,674	6370910	0,17	9,8227	88,692	62,674	64,25	7,78
300	76,76	6370810	0,25	9,823	88,694	76,76		
400	88,636	6370710	0,33	9,8233	88,695	88,636		
400,534	88,695	6370709	0,33	9,8233	88,695	88,695		
500	99,099	6370610	0,42	9,8237	88,697	88,697		
600	108,558	6370510	0,5	9,824	88,698	88,698	74,44	13,43
700	117,257	6370410	0,58	9,8243	88,699	88,699		
800	125,354	6370310	0,67	9,8246	88,701	88,701		
900	132,959	6370210	0,75	9,8249	88,702	88,702		
1000	140,152	6370110	0,83	9,8252	88,703	88,703		
1100	146,994	6370010	0,92	9,8255	88,705	88,705	78,64	19,08
1200	153,532	6369910	1	9,8258	88,706	88,706		
1300	159,802	6369810	1,08	9,8261	88,708	88,708		
1400	165,836	6369710	1,17	9,8264	88,709	88,709		
1500	171,658	6369610	1,25	9,8267	88,71	88,71		

66

Глубина конечного горизонта $H_{кр} = 1500$ м
 Радиус Земли $R = 6371110$ м
 Коэффициент сопротивления шарообразного тела $C_x = 0,3$
 Плотность воздуха $\rho = 1,22$ кг/м³

Площадь миделевого сечения $S = 0,00023$ м²
 Гравитационная постоянная, $G = 6,6742 \times 10^{-11}$ м³с⁻²кг⁻¹
 Масса Земли $M = 5,9736 \times 10^{24}$ кг
 Масса шарика $m = 0,034$ кг

График зависимости на рисунке 3 показывает, что средняя продолжительность движения шарика ниже горизонта 400м имеет прямо пропорциональную линейную зависимость, увеличиваясь с глубиной.



Рисунок 3 - Зависимость продолжительности движения шарика от глубины горизонта

По результатам расчетов в таблице 1 видно, что продолжительность влияния воздушного потока на металлический шарик примерно в 1500 раз меньше в сравнении с продолжительностью влияния его на шахтный отвес.

Погрешность, возникающая за счет отклонения траектории шарика от вертикали вследствие сил взаимодействия между телами, называется погрешностью гравитационного взаимодействия.

Гравитационное взаимодействие описывается законом всемирного тяготения Ньютона, который гласит, что сила гравитационного притяжения между двумя материальными точками массы m и M , разделёнными расстоянием r , пропорциональна обеим массам и обратно пропорциональна квадрату расстояния:

$$F_{\text{вд.}} = G \frac{mM}{r^2}, \quad (14)$$

где G — гравитационная постоянная, равная примерно $6,6742 \times 10^{-11} \text{ м}^3/(\text{кг} \cdot \text{с}^2)$.

В нашем случае материальными точками служат свинцовый шарик и окружающие его горные породы, так как шарик летит в замкнутом пространстве шахтного ствола, пробуренного внутри толщи горных пород. Значит, обозначим m — массу свинцового шарика, а M — массу

элементарного объема горных пород. Под элементарным объемом мы понимаем тот объем горных пород, который непосредственно взаимодействует с шариком в определенный момент времени и центр тяжести этого объема расположен на одной горизонтальной прямой с центром тяжести шарика в этот временной момент.

Величина элементарного объема определена с помощью радиуса действия сил гравитационного взаимодействия, определяемого дальностью полета элементарной частицы гравитационного поля любого тела, которая движется со скоростью света, таким образом, за одну секунду частица преодолет расстояние равное этой скорости, но свинцовый шарик, двигаясь вниз по стволу, за одну секунду преодолевает расстояние примерно 75 м, значит, элементарный объем горных пород взаимодействующих с шариком представляет собой половину шара, диаметр которого равен 75 м (рисунок 4) и определяется по формуле:

$$V = \frac{4}{6}\pi R^3 = \frac{4}{6}3.14 \cdot 32,5^3 = 71860\text{м}^3, \quad (15)$$

где R - радиус действия сил гравитационного взаимодействия, м.

Отсюда масса элементарного объема будет равняться:

$$M = V \cdot \rho = 71860 \cdot 2500 = 1.796 \cdot 10^8 \text{кг}, \quad (16)$$

где ρ – плотность горных пород. Принята средняя плотность песчаника равная $2500\text{м}^3/\text{кг}$, как максимальная плотность рассматриваемых горных пород, а также совпадающая с плотностью бетона, которым крепят большинство стволов.

Рассчитаем силу взаимодействия между телами на различных расстояниях между ними с целью определения минимально безопасного расстояния.

Под действием описанной выше силы притяжения, шарик двигаясь по отвесной линии, будет смещаться в сторону ближайшей стенки выработки. Величина этого смещения и составляет данную погрешность s .

Второй закон Ньютона гласит, что векторная сумма всех приложенных к телу сил прямо пропорциональна произведению массы этого тела на его ускорение, то есть:

$$\vec{F} = m\vec{a}, \quad (17)$$

где: \vec{F} – равнодействующая всех приложенных к телу сил;

m – масса тела;

\vec{a} - ускорение тела.

На свинцовый шарик, летящий по вертикальному стволу, действуют три основные силы: сила тяжести, сила сопротивления воздуха и

сила взаимодействия между телами. Как выглядят векторы направленности этих сил показано на рисунке 5.

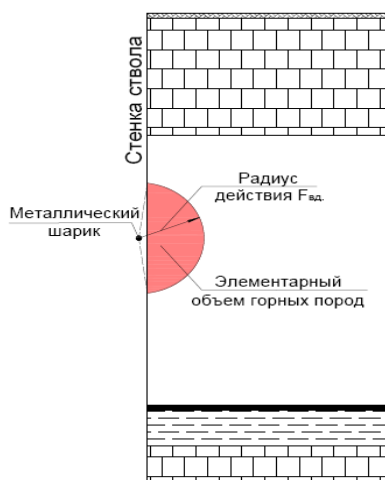


Рисунок 4 – Схема определения элементарного объема горных пород

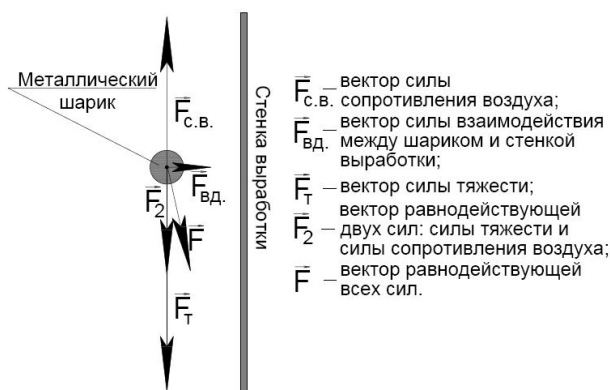


Рисунок 5 – Схема направленности векторов сил, действующих на шарик

Как описано выше, шарик с поверхности до горизонта 400м летит, увеличивая скорость, значит в этот момент сила тяжести больше силы сопротивления воздуха. Направление равнодействующей этих двух сил совпадает с направлением силы тяжести и равна геометрической их сумме, так как сила тяжести превышает силу сопротивления воздуха. Учитывая то, что их векторы направлены по одной прямой, но в разных направлениях, они будут иметь разные знаки.

$$\vec{F}_2 = \vec{F}_Т - \vec{F}_{с.в.} \cdot \quad (18)$$

Тогда равнодействующая всех сил будет равна геометрической сумме \vec{F}_2 и $\vec{F}_{вд.}$. И представляет собой третий вектор равный по величине и направлен по диагонали прямоугольника, построенного с помощью складываемых векторов. Тогда, вектор равнодействующей всех сил будет равен:

$$F = \sqrt{F_2^2 + F_{вд.}^2}. \quad (19)$$

После преобразований получим:

$$F = \sqrt{(F_T - F_{с.в.})^2 + F_{вд.}^2}, \quad (20)$$

где F_T – сила тяжести, определяемая по формуле:

$$F_T = mg = 0,034 \cdot 9,824 = 0,334\text{Н}, \quad (21)$$

где g – ускорение силы тяжести в толще Земли, принято среднее значение из таблицы 2.

Сила сопротивления воздуха определяется по формуле (8), принята равной 0,333Н в момент достижения шариком горизонта 400м, а сила взаимодействия между телами – по формуле (14).

Подставив формулу (17) в формулу (20), получим:

$$ma = \sqrt{(F_T - F_{с.в.})^2 + F_{вд.}^2}, \quad (22)$$

где a – ускорение тела;

v – скорость смещения шарика в сторону стенки выработки.

Данные значения можно рассчитать по формулам:

$$a = \frac{v}{t}; v = \frac{s}{t}, \quad (23)$$

где s – величина смещения шарика от вертикального положения, м;
 t – время взаимодействия шарика с элементарным объемом, равное $20,29 \cdot 10^{-5}$ с.

После преобразований получим:

$$m \frac{s}{t^2} = \sqrt{(F_T - F_{с.в.})^2 + F_{вд.}^2}. \quad (24)$$

Отсюда найдем величину смещения шарика:

$$s = \frac{t^2 \sqrt{(F_T - F_{с.в.})^2 + F_{вд.}^2}}{m}. \quad (25)$$

В момент достижения шариком горизонта 400м сила тяжести и сила сопротивления воздуха уравниваются и их геометрическая сумма равна нулю, значит от указанного горизонта и ниже равнодействующая

всех сил будет равняться силе взаимодействия. В этом случае формула (25) примет вид:

$$S = \frac{t^2 F_{\text{вд.}}}{m} . \quad (26)$$

Расчеты приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Расчет смещения шарика от вертикали

Расстояние от шарика до стенки выработки, г, м	Сила взаимодействия, $F_{\text{вд.}}$, Н	Равнодействующая всех сил F , Н	Смещение шарика s , мм
0,001	407,66799	407,6680	0,4936189
0,005	16,30672	16,3067	0,0197448
0,01	4,07668	4,0767	0,0049362
0,05	0,16307	0,1631	0,0001975
0,1	0,04077	0,0408	0,0000494
0,3	0,00453	0,0046	0,0000056
0,5	0,00163	0,0019	0,0000023
1	0,00041	0,0010	0,0000012

Масса шарика, $m=0,034$ кг; Масса элементарного объема, $M=1,796$ кг•10⁸; Гравитационная постоянная, $G=6,6742$ м³/(кг•с²)•10⁻¹¹; Время взаимодействия с эл. об., $t=1$ с; Ускорение силы тяжести, $g=9,824$ м/с².

По результатам расчетов в таблице 2 можно сделать вывод, что смещение траектории шарика от вертикали обратно пропорционально расстоянию от него до стенки ствола, значит, чем дальше траектория от стенки ствола, тем смещение меньше. Из таблицы видно, что уже на расстоянии 1мм от стенки, смещение составляет менее 0,5мм, что удовлетворяет требованиям [1].

Выводы

Исследования погрешностей, влияющих на точность проектирования плановых координат точек с земной поверхности на ориентированный горизонт гравитационным способом показали, что:

- продолжительность падения свинцового шарика с учетом сопротивления воздуха, а также следовательно и влияния на него воздушного потока и капежа в стволе, до горизонтов 500; 1000 и 1500 м составляет 8; 13 и 19 с соответственно, что в 1500 раз меньше в сравнении с проектированием традиционным способом шахтными отвесами;

- в результате влияния сил гравитационного притяжения траектория полета шарика смещается от вертикали на $0,5$; $5,6 \cdot 10^{-6}$ и $1,2 \cdot 10^{-6}$ мм при расстоянии между траекторией и стенкой ствола $0,001$; $0,3$ и 1 м соответственно, что удовлетворяет условиям допуска [1];

- направляющие отверстия для шариков (при ориентировании через один ствол) необходимо располагать вблизи стенок ствола для минимальных значений угловой погрешности, но не ближе $0,3$ м к ним для минимального смещения предполагаемой траектории шарика от вертикали, а также из технических соображений, во избежание столкновения с неровностями бетонного крепления ствола.

Предложенный авторами статьи [2,3] гравитационный способ проектирования координат точек с поверхности в шахту имеет преимущества перед существующими не только в отношении простоты и скорости выполнения самого процесса центрирования, но и отличается высокой точностью, основываясь на физических законах гравитации, что позволяет рекомендовать его к внедрению на горных предприятиях.

Библиографический список

1. *Маркшейдерські роботи на вугільних шахтах та розрізах: Інструкція / [Ред. коміс. М.Є. Коплонець та ін.]. – Донецьк: ТОВ «Алан», 2001. - 264с.*

2. *Пат. 56401 U Україна, МПК G 01 C 15/12. Спосіб проектування координат точок з поверхні на горизонт при орієнтуванні шахт. / В.Г.Ларченко, О.О.Денисенко; заявитель и патентообладатель Донбаський державний технічний університет. - №u201008687; заявл. 12.07.10; опубл. 10.01.11., Бюл. № 1.*

3. *Ларченко В. Г. Спосіб проектування координат точок с поверхності в шахту / В. Г. Ларченко, Е. А. Денисенко // Сборник научных трудов ДонГТУ, Вып. 32. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С. 95-100.*

4. *Ларченко В. Г. Анализ погрешностей проектирования координат точек с поверхности на ориентируемый горизонт / В. Г. Ларченко, Е. А. Денисенко // Сб. науч. тр. ДонГТУ. – 2011. – Вып. 33.– С. 63–70.*

5. *Гравитационный способ проектирования плановых координат с земной поверхности в шахту через вертикальные стволы/ В.Г. Ларченко, Е.А. Денисенко // Журнал Уголь Украины. - №10. -2011.*

6. *Теоретическая механика: метод. указания для студ. заоч. вузов [под. ред. С. М. Тарга], 4-е изд. – М.: Высшая школа, 1989. – 137 с.*

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

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

ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ СКРЕПЛЯЮЩЕГО СОСТАВА ПРИ УПРОЧНЕНИИ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ НАГНЕТАНИЕМ

Наведені результати досліджень впливу властивостей нестійкої покрівлі, а також параметрів технології зміцнення нагнітанням зміцнюючих речовин на процес фільтрації.

Ключові слова: нагнітання, зміцнюючі речовини, проникність.

Приведены результаты исследований влияния свойств неустойчивой кровли, а также параметров технологии упрочнения нагнетанием на распространение скрепляющих составов.

Ключевые слова: нагнетание, скрепляющие составы, проницаемость.

С целью сохранения темпов подвигания очистных забоев, повышения безопасности ведения работ, а также снижения себестоимости добываемого угля в условиях сильно трещиноватых ($q > 4$ шт/м) неустойчивых кровель в лаве, наибольшее распространение получил способ упрочнения нагнетанием в кровлю скрепляющих составов. Рекомендуемые нормативным документом [1] параметры нагнетания не учитывают закономерности распространения состава, что приводит к перерасходу дорогостоящего скрепляющего состава, и, как следствие, повышению себестоимости добываемого угля.

В работе [2] установлено, что проницаемость нарушенных пород изменяется в широких пределах не только в глубь массива, но и зависит от направления относительно плоскости напластования, т.е. обладает анизотропией.

При обосновании параметров технологии упрочнения нагнетанием необходимо учитывать анизотропию проницаемости, параметры расположения шпуров, что позволит уменьшить расход скрепляющего состава, улучшить состояние кровли, а так же снизить себестоимость технологии упрочнения.

Цель работы - исследование распространения скрепляющего состава при упрочнении неустойчивой кровли в лаве нагнетанием.

Объект исследования - технология упрочнения неустойчивой кровли в лаве нагнетанием скрепляющих составов.

Предмет исследования - границы распространения скрепляющего состава в массиве неустойчивой кровли при ее упрочнении нагнетанием.

Для достижения поставленной цели разработана параметрическая модель нарушенного массива, с помощью которой решены 20 задач.

Основное из принятых допущений - проницаемость угольного пласта и устойчивого слоя кровли бесконечно мала по сравнению с проницаемостью упрочняемой неустойчивой кровли.

На рисунке 1 приведена расчетная схема применительно к моделированию упрочнения неустойчивых пород нагнетанием скрепляющих составов.

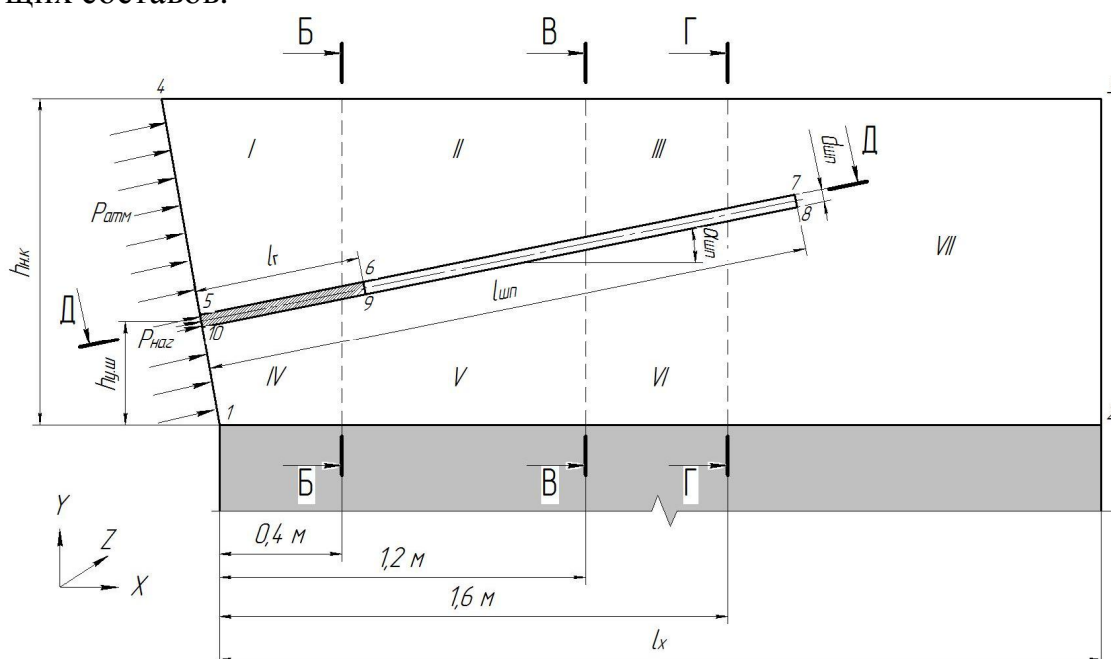


Рисунок 1 - Расчетная схема к моделированию упрочнения неустойчивых пород нагнетанием скрепляющих составов

На рисунке 1 представлено:

$h_{н.к}$ - мощность неустойчивой кровли, м;

$h_{у.ш}$ - высота расположения устья шпура от пласта, м;

l_r - глубина герметизации шпура, м;

$d_{шп}$ - диаметр шпура, м;

$l_{шп}$ - длина шпура, м;

$\alpha_{шп}$ - угол расположения шпура относительно плоскости напластования, град.;

l_x - длина модели вдоль оси X в глобальной системе координат (в глубь массива), м.

Длина модели l_x определена с учетом границ проницаемости нарушенного массива с незначительным запасом и составила 3 м.

На поверхности модели: 1-2, 2-3, 3-4, а так же на часть поверхности шпура, контактирующей с герметизатором 5-6-9-10 наложены ограничения скоростей движения флюида вида $V_x = V_y = V_z = 0$. На поверхность устья шпура 5-10 задается давление нагнетания состава $P_{\text{наг}}$. На поверхности модели 4-5 и 10-1 задано атмосферное давление $P_{\text{атм}}$.

В связи с тем, что задача является симметричной относительно вертикальной плоскости, проходящей через ось шпура, модель представляет собой полумассив. На поверхность модели, полученной сечением плоскостью симметрии, задано условие вида $V_z = 0$ (плоскосимметричное граничное условие).

Рассматриваемая задача является двухфазной: 1 фаза - воздух; 2 фаза - нагнетаемый состав (флюид). В связи с тем, что положение границы раздела двух фаз постоянно изменяется во времени, задача решается в нестационарной постановке со свободными границами (*Volume Of Fluid*) [3].

Для расчета выбран алгоритм *Simplen*, реализующий проекционный метод [4] решения уравнений динамики жидкости в варианте, разработанном группой Патанкара, обладающим улучшенными показателями сходимости по сравнению с другими вариантами алгоритмов семейства *Simple*.

По результатам шахтных исследований получено уравнение зависимости расстояния от забоя до максимума проницаемости l_{max}

$$l_{\text{max}} = 0,698 \cdot \sigma_p^{-1} + 0,182 \cdot m^{-1}, \text{ м}; \quad (1)$$
$$R^2 = 0,95; \alpha_p = 2,8 \cdot 10^{-12}; F_p = 924,$$

где m - вынимаемая мощность пласта, м;

σ_p - предел прочности нарушенных пород на растяжение, МПа.

В диапазоне исследованных факторов l_{max} изменяется в пределах 0,4 - 1 м. Далее, по мере увеличения расстояния от устья шпура в глубь массива l_y , наблюдается интенсивное снижение коэффициента проницаемости. Так, при $l_y = 1,5 - 1,6$ м коэффициент проницаемости уменьшился более чем на порядок, а при дальнейшем увеличении l_y - на 1 - 2 порядка.

Анизотропия проницаемости исследовалась по 4 направлениям в плоскости шпура относительно его оси: верхнем, нижнем, влево и вправо. В связи с тем, что проницаемости в направлении влево и вправо отличаются незначительно, то в дальнейшем использовалось среднее ее значение - боковая проницаемость. Коэффициент анизотропии в верхнем направлении K_{\uparrow} достигает максимальной величины 2...2,4 на рас-

стоянии $l_y = 0,4 \dots 1,2$ м. Далее, на участке $l_y = 1,2 \dots 1,6$ м наблюдается его снижение до величины 1,25.

Боковой коэффициент анизотропии K_{\leftrightarrow} имеет более равномерное распределение, достигая значения 1,4...1,6 на участке $l_y = 0,4 \dots 1,6$. При длине шпура более 1,6...1,8 м коэффициент анизотропии проницаемости в обоих случаях близок к единице, т. е. проницаемость во всех направлениях одинаковая.

Исходя из проведенного анализа, упрочняемый массив разбит на 4 характерные зоны вертикальными плоскостями, параллельными линии очистного забоя: Б-Б, В-В, Г-Г на расстояниях 0,4; 1,2; 1,6 м от устья шпура соответственно. В свою очередь, каждая зона разбита на участки I - VII выше и ниже оси шпура, как показано на рисунке 1.

Для детального исследования упрочненной области также введены: вертикальная плоскость А-А и наклонная плоскость Д-Д, проходящие через ось шпура.

На основании шахтных исследований проницаемости участков нарушенной кровли в очистном забое, получены эмпирические зависимости коэффициента проницаемости от σ_p и l_y

$$K = (4,058 \cdot \sigma_p^{-1/2} - 1,058 \cdot l_y^2)^3 \cdot 10^{-10}, \text{ м}^2, \quad (2)$$

$$R^2 = 0,83; \alpha_p = 4,3 \cdot 10^{-9}; F_p = 166,4.$$

Исходя из уравнения (2) получена зависимость расстояния от забоя до участка с минимальной проницаемостью $l_{K_{\min}}$ со значением коэффициента проницаемости $K = 0,01 \cdot 10^{-10}$, м², которая может быть использована для определения длины шпура

$$l_{K_{\min}} = 2 \cdot \sigma_p^{-1/4}, \text{ м}. \quad (3)$$

Так же получены эмпирические значения коэффициентов анизотропии участков шпура, с целью возможного применения при моделировании в случае задания коэффициента проницаемости функционально:

$$K_{a\uparrow/\downarrow} = 2,5 \cdot l_y^{-1} - 0,637 \cdot l_y^{-2}, \quad (4)$$

$$R^2 = 0,97; \alpha_p = 2,4 \cdot 10^{-6}; F_p = 137;$$

$$K_{a\leftrightarrow/\downarrow} = 1,635 \cdot l_y^{-1/2} - 0,171 \cdot l_y^{-2}, \quad (5)$$

$$R^2 = 0,99; \alpha_p = 5,7 \cdot 10^{-8}; F_p = 406.$$

После интегрирования уравнений (4 - 5) и подстановки протяженности зон, получены зональные усредненные значения коэффициентов

анизотропии, представленные в таблице 1 и используемые в дальнейшем при моделировании.

Таблица 1 - Зональные значения коэффициентов анизотропии

Коэффициент анизотропии K_a	Зона			
	1	2	3	4
$K_a = K_{\uparrow}/K_{\downarrow}$	1,6	2,08	1,47	1
$K_a = K_{\leftrightarrow}/K_{\downarrow}$	1,2	1,52	1,3	1

В связи с тем, что пустотность нарушенного массива δ составляет 0,005...0,01, то с целью соблюдения масштаба времени процесса нагнетания при моделировании коэффициент проницаемости принимался в 100 раз меньший, чем полученное значение по формуле (2).

Время шага принято равным 0,01 с; количество итераций в шаге - 10; период создания промежуточных результатов - 10 с (1000 шагов); время окончания расчета принято из условия выхода скрепляющего состава на поверхность.

Первоначально задача решена для следующих условий: длина шпура 2 м; глубина герметизации 0,6 м; предел прочности неустойчивой кровли - 2 МПа. На рисунке 2 представлено распределение скрепляющего состава в характерных сечениях по истечении 160 с.

В 1 зоне распространение состава происходит в виде шарового сегмента. Доля состава на этом участке в общем объеме составила 15%. Наиболее эффективное распространение состава наблюдается в сечениях Б-Б и В-В, т.е. на участке с наибольшей проницаемостью (2 зона). На этом участке доля объема скрепляющего состава составила 68%. Глубина распространения состава в верхнем направлении составила $l_{\uparrow} = 0,85$ м, в нижнем $l_{\downarrow} = 0,55$ м, в боковом направлении $l_{\leftrightarrow} = 1$ м. В третьей зоне доля скрепляющего состава составляет 11%. Форма распространения состава приближается к круглой. В 4 зоне распространение состава минимально в связи с низкой проницаемостью массива. На этом участке доля скрепляющего состава составила менее 6%, а форма распространения состава практически круглая.

На следующем этапе проведено исследование влияния длины шпура на распространение состава в неустойчивой кровле. Длина шпура принималась 2,0 - 3,0 м. На рисунке 3 представлен контур распространения состава для 2,5 и 3,0 м шпуров в сечении А-А.

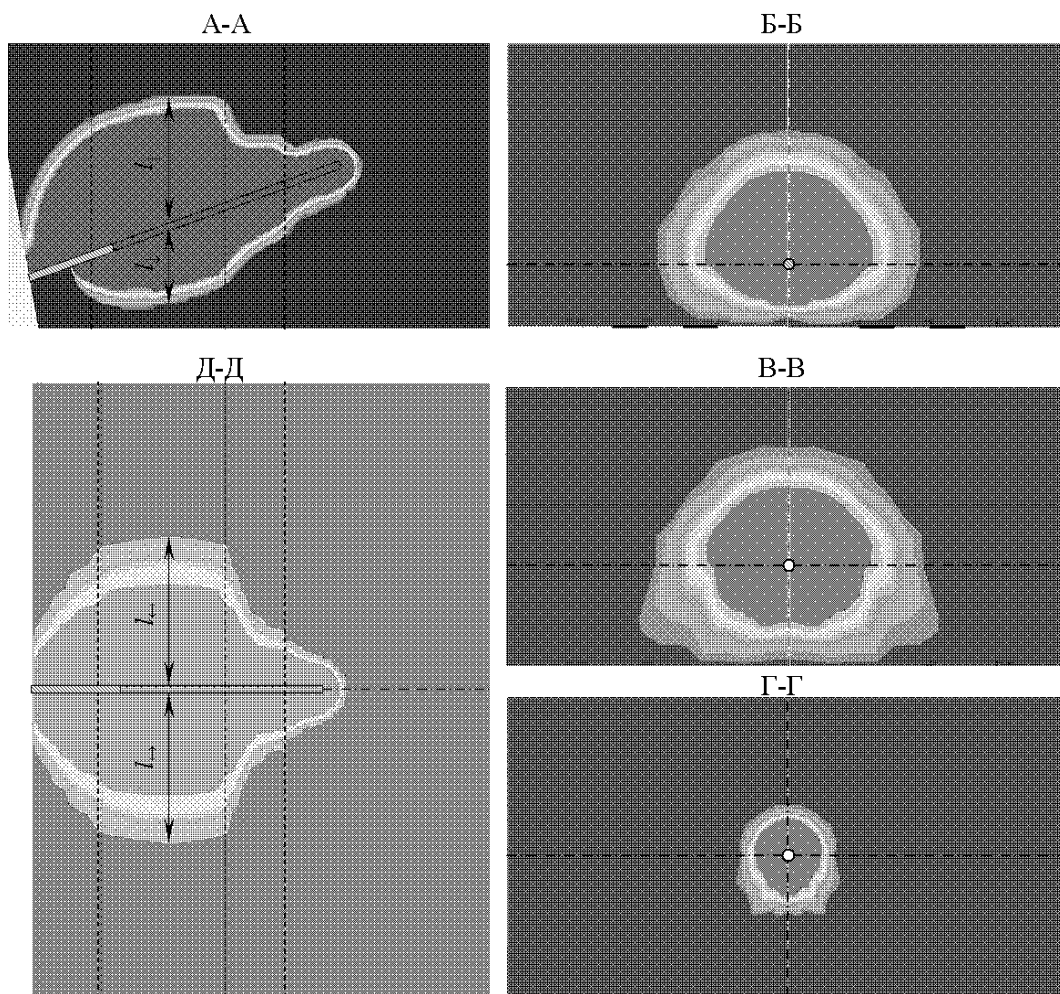


Рисунок 2 - Схема распространения скрепляющего состава в исходной модели

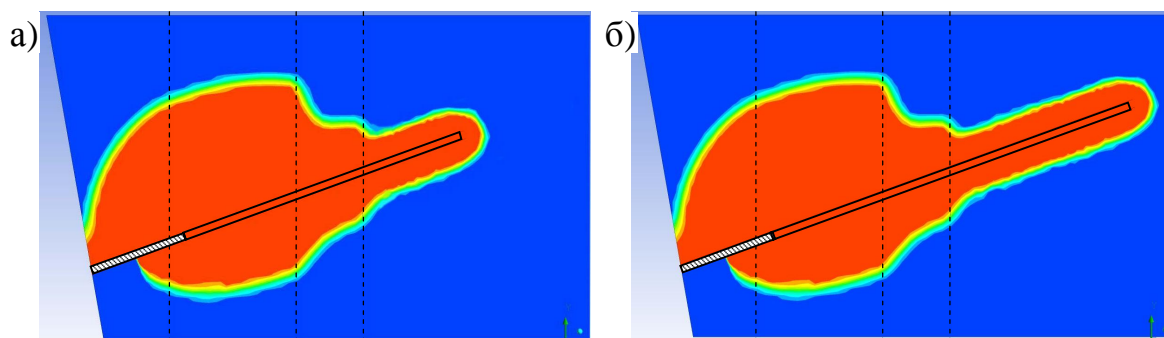


Рисунок 3 - Схемы распространения скрепляющего состава при длине шпура: а - 2,5 м; б - 3,0 м

Сравнивая сечение А-А рисунка 2, а так же рисунки 3а и 3б видно, что отличие в распространении состава существует лишь в 4 зоне. Вре-

мя нагнетания составов при длине шпура 2,5 и 3,0 м составило 170 с, т. е. практически не изменилось. Необходимый объем нагнетаемого состава в рассматриваемых задачах составил: 0,00980; 0,01052 и 0,01098 м³ при длине шпура 2,0; 2,5 и 3,0 м соответственно. Таким образом, увеличение длины шпура с 2,0 до 3,0 м приводит к увеличению максимально возможного объема нагнетаемого состава лишь на 12%.

Далее исследовано влияние глубины герметизации на распространение состава. Глубина герметизации принималась 0,6 м (исходная задача), 0,9 и 1,2 м. На рисунке 4 представлено распределение скрепляющего состава в кровле пласта при глубине герметизации: 0,9 м - ба и 1,2 м - бб.

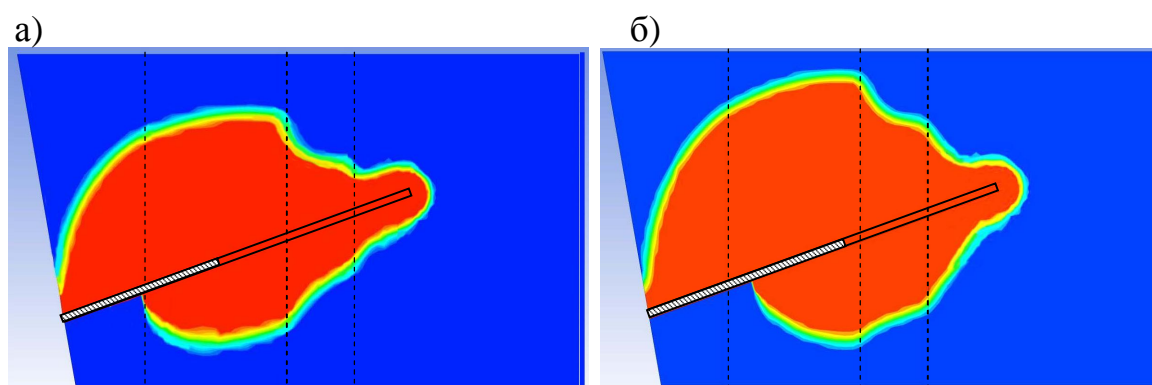


Рисунок 4 - Схемы распространения скрепляющего состава при длине герметизации шпура: а - 0,9 м; б - 1,2 м

Как видно из рисунка 4, а так же исходя из полученных результатов, можно сделать следующие выводы. Увеличение глубины герметизации в пределах участка с наибольшей проницаемостью приводит к увеличению высоты и ширины упрочненной зоны, а так же времени нагнетания. Дополнительно исследована глубина герметизации $l_r = 1,5$ м, попадающая в 3 зону - снижения проницаемости. В этом случае время нагнетания возрастает до 570 с, а размер упрочненной зоны меньше, чем при $l_r = 1,2$ м. В связи с тем, что в данной работе проницаемость задана зонально, то фактически оптимальная глубина герметизации приблизительно равна расстоянию от устья шпура до участка с максимальной проницаемостью. В этом случае, исходя из формулы (1), оптимальная глубина герметизации составит

$$l_r = \frac{0,698 \cdot \sigma_p^{-1} + 0,182 \cdot m^{-1}}{\cos \alpha}, \text{ м.} \quad (6)$$

Увеличение давления приводит к уменьшению длительности процесса нагнетания, однако необходимо учитывать приемистость нарушенного массива и не допускать его гидроразрыв.

Решением следующей задачи проведено исследование влияния мощности неустойчивой кровли на параметры распространения скрепляющего состава. На рисунке 5 представлена схема распространения скрепляющего состава при мощности неустойчивой кровли 1,0 м.

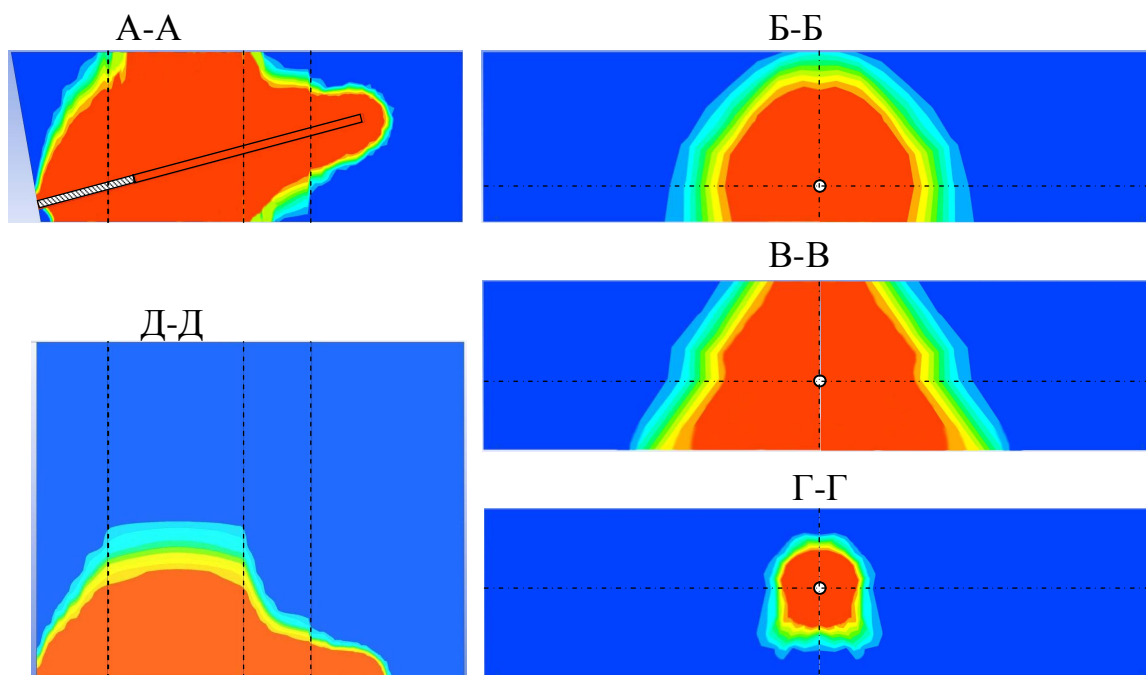


Рисунок 5 - Схема распространения скрепляющего состава при мощности неустойчивой кровли $h_{нк} = 1,0$ м

Для условий этой задачи характерно более качественное упрочнение подшпурового пространства, чем при более мощной неустойчивой кровле, но возможно проникновение состава в угольный пласт. Таким образом, мощность неустойчивой кровли влияет на форму распространения состава в случае, когда суммарная высота распространения превышает мощность неустойчивой кровли.

Исследовано также влияние предела прочности неустойчивой кровли на растяжение на параметры распространения нагнетаемого состава. Установлено, что при увеличении предела прочности нарушенного массива с 1,0 до 4,0 МПа возросла длительность процесса нагнетания с 70 до 460 с (в 6,6 раз), уменьшились: объем нагнетаемого состава с 0,01632 до 0,00514 (в 3,1 раза), глубина распространения скрепляющего состава в 1,6...1,8 раз.

Ниже представлены полученные эмпирические зависимости параметров распространения состава от свойств неустойчивой кровли:

- объем нагнетаемого состава

$$\begin{aligned} V_{\text{наг}} &= -0,00523 + 0,02136 \cdot \sigma_p^{-1/2}, \text{ м}^3; \\ R^2 &= 0,96; \alpha_p = 0,000118; F_p = 337; \end{aligned} \quad (7)$$

- глубина распространения состава в нижнем направлении

$$\begin{aligned} l_{\downarrow} &= 1,069 \cdot \sigma_p^{-1/3}, \text{ м}; \\ R^2 &= 0,98; \alpha_p = 1,18 \cdot 10^{-5}; F_p = 717; \end{aligned} \quad (8)$$

- в вертикальном направлении

$$\begin{aligned} l_{\uparrow} &= 1,936 \cdot \sigma_p^{-1/2}, \text{ м}; \\ R^2 &= 0,98; \alpha_p = 6,73 \cdot 10^{-6}; F_p = 940; \end{aligned} \quad (9)$$

- в боковом направлении

$$\begin{aligned} l_{\leftrightarrow} &= 1,249 \cdot \sigma_p^{-1/2}, \text{ м}; \\ R^2 &= 0,99; \alpha_p = 1,06 \cdot 10^{-6}; F_p = 2376. \end{aligned} \quad (10)$$

Оптимальную высоту расположения устья шпура определим исходя из условия распространения состава до пласта с учетом глубины герметизации по формуле

$$h_{\text{у.ш}} = l_{\downarrow} - l_{\uparrow} / \sin \alpha = 1,069 \cdot \sigma_p^{-1/3} - l_{\uparrow} / \sin \alpha, \text{ м}. \quad (11)$$

При исследовании влияния угла расположения шпура к напластованию на параметры распространения состава угол изменялся от 0 до 20°. Как показали расчеты, уменьшение угла приводит к несколько лучшему заполнению скрепляющими составами нарушенного массива. Так, при угле $\alpha = 0^\circ$ объем нагнетаемого состава увеличился на 4,2%, а глубина распространения флюида возросла на 3 - 5%. Таким образом, угол расположения шпура к напластованию оказывает незначительное влияние на параметры распространения состава и его значение необходимо принимать наименьшим по возможности.

К основным свойствам скрепляющих составов относят: плотность, время отверждения и динамическую вязкость. Так как диапазон варьирования плотности относительно средней величины составляет $\Delta = \pm 8\%$, то это свойство в данной работе не исследуется, а во всех расчетах принято среднее значение $\rho = 1200 \text{ кг/м}^3$. В задачах исследовано

влияние вязкости нагнетаемого состава на параметры его распространения. На основании результатов расчетов установлено, что время нагнетания пропорционально вязкости скрепляющего состава, причем эта зависимость близка к линейной. В то же время, объем нагнетаемого состава снижается с 0,00980 м³ (при $\mu = 0,3$ Па·с) до 0,00924 м³ (при $\mu = 1,2$ Па·с), т.е. на 6%. Таким образом, вязкость нагнетаемого состава влияет главным образом на время нагнетания, и практически не влияет на глубину распространения, однако следует учитывать, что жидкости с меньшей вязкостью обладают большей проникающей способностью и, следовательно, лучшим заполнением упрочняемого массива.

Выводы:

1) разработана объемная модель массива неустойчивой кровли при ее упрочнении нагнетанием скрепляющих составов с обоснованными граничными условиями;

2) исследовано влияние параметров неустойчивой кровли и параметров технологии упрочнения на геометрические параметры распространения нагнетаемых составов в нарушенном массиве;

3) получены регрессионные зависимости параметров технологии упрочнения скрепляющими составами от свойств неустойчивой кровли.

Направления дальнейших исследований: обоснование параметров технологии комбинированного упрочнения неустойчивой кровли в лаве в сочетании с нагнетанием скрепляющих составов.

Библиографический список

1. *Руководство по упрочнению неустойчивых горных пород и угля нагнетанием пенополиуретанового состава.* - М.: Ин-т горн. дела им. А.А. Скочинского, 1988. - 28 с.

2. *Клишин Н.К. Геомеханические основы системы контроля состояния и параметров упрочнения кровли в очистных забоях: дис. доктора техн. наук: 05.12.02/ Клишин Николай Кузьмич.* - Донецк, 1994. - 351 с.

3. *Шабаров В.В. Применение системы ANSYS к решению гидродинамических задач: учебно-методический материал по программе повышения квалификации «Информационные системы в математике и механике» / В.В. Шабаров.* - Нижний Новгород, 2006. -108 с.

4. *Роже П. Вычислительные методы в задачах механики жидкости / Роже Пейре, Томас Д. Тейлор: [пер. с англ. и ред. Н. Е. Вольцингера и др.].* - Л. Гидрометеиздат, 1986. - 351 с.

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

*Рутковский М.А.
(ГВУЗ «НГУ», г. Днепрпетровск, Украина)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗГИБНОЙ И КОЛЬЦЕВОЙ ЖЕСТКОСТЕЙ ПРОФИЛИРОВАННОЙ ОБЕЧАЙКИ БАРАБАНА ШАХТНОЙ ПОДЪЕМНОЙ МАШИНЫ

Отримано аналітичні вирази осереднених циліндричної та кільцевої жорсткостей профільованої обичайки барабана шахтної підйомної машини під дією розподіленого канатного навантаження.

***Ключові слова:** підйомна машина, профільована обичайка, вигинна жорсткість, математична модель.*

Получены аналитические выражения осредненных цилиндрической и кольцевой жесткостей профилированной обечайки барабана шахтной подъемной машины под действием распределенной канатной нагрузки.

***Ключевые слова:** подъемная машина, профилированная обечайка, изгибная жесткость, математическая модель.*

Проблема и её связь с научными и практическими заданиями. Шахтные подъемные машины являются наиболее металлоемким и энергоемким горно-шахтным оборудованием, от надежности которого зависит производительность и безопасность шахтного подъема. К техническому уровню шахтных подъемных машин, качеству проектирования и изготовления узлов и деталей предъявляются высокие требования.

Дальнейшее развитие горных работ на Украине связано с увеличением глубины разрабатываемых горизонтов, повышением грузоподъемности подъемных сосудов, применением более прочных и, поэтому, более тяжелых канатов, а также увеличением суммарной нагрузки от канатов на поверхность канатопроводящих органов. Важной задачей является совершенствование методов расчета и проектирования конструкций барабанных канатопроводящих органов подъемных машин, которые должны удовлетворять как требованиям необходимой прочности и жесткости, так и требованиям минимальной металлоемкости.

Анализ исследований и публикаций. Решением проблемы поиска оптимальной конструкции барабанов подъемных машин и совершенствованием методов их расчета в течение длительного времени занимаются академические и отраслевые НИИ, проектные и проектно-

конструкторские организации Украины. Наибольшее число научно-исследовательских работ в этом направлении выполнено научными сотрудниками кафедры горных машин и инжиниринга НГУ. Расчет барабанов шахтных подъемных машин со спиральной канавкой для наматывания каната может быть проведен методом конечно-элементного анализа, при этом обечайка барабана, в силу равномерности давления намотанного каната и малости шага нарезки канавки, моделируется как профилированная осесимметричная обечайка [1,2]. Однако такой подход не дает аналитического решения и не позволяет оптимизировать вычисления при определении эффективной конструкции обечайки. В ряде случаев, например, при определении коэффициентов податливости, необходимо многократно выполнить твердотельное моделирование барабана и осуществить его прочностной расчет методом конечных элементов, что представляет собой весьма трудоемкую задачу. Поэтому создание математической модели осесимметричной обечайки, допускающей аналитическое решение задачи оптимального проектирования барабана подъемной машины, является **актуальной научной задачей**.

Постановка задачи. Целью настоящей статьи является аналитическое решение задачи по определению изгибной и кольцевой жесткостей профилированной обечайки барабана шахтной подъемной машины.

Изложение материала и его результаты. Известно, что для цилиндрической оболочки, нагруженной осесимметричным давлением, справедливо уравнение изгиба балки на упругом основании [3]:

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

где D и B – соответственно изгибная и кольцевая жесткости оболочки, которые определяются уравнениями:

$$D = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)}; \quad (2)$$

$$B = E \cdot h, \quad (3)$$

где E – модуль Юнга;

h – условные изгибная и кольцевая толщины;

μ – коэффициент Пуассона;

$q = -\frac{T}{Rt}$ – давление каната на оболочку;

где T – статическое натяжение каната в грузовой ветви;

R – радиус срединной поверхности;

t – шаг нарезки витков.

Введем коэффициент изменяемости

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{B}{4R^2D}}. \quad (4)$$

Тогда уравнение равновесия профилированной оболочки (1) примет вид:

$$\frac{d^4w}{dx^4} + 4\beta^4w = \frac{q}{D}. \quad (5)$$

Решения этих уравнений в общем виде имеют вид:

$$w(x) = e^{\beta x} (C_1 \sin(\beta x) + C_2 \cos(\beta x)) + e^{-\beta x} (C_3 \sin(\beta x) + C_4 \cos(\beta x)) + f(x), \quad (6)$$

где $f(x)$ – частное решение уравнения (1);

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

При расчете обечайки барабана шахтной подъемной машины необходимо учитывать ослабление жесткости обечайки спиральной канавкой под канат, как это принято в диссертационной работе Заболотного К.С. [1]. Автором принимались следующие допущения:

- обечайка с канавкой под канат рассматривается как пластина;
- спиральная канавка заменяется кольцевой из-за малости угла нарезки;
- кольцевая жесткость зависит от площади поперечного сечения обечайки.

Применим приведенные допущения для задачи осесимметричного изгиба обечайки под действием нагруженной распределенной канатной нагрузки.

Рассмотрим изгиб замкнутой цилиндрической оболочки, с профилированной наружной поверхностью, заданной функцией $f_z(x)$, средним радиусом R и толщиной h , нагруженной равномерным радиальным давлением q . Выделим из профилированной оболочки барабана элементарный участок, представленный на рисунке 1, который образован двумя поперечными сечениями, находящимися на расстоянии dx , и двумя радиальными сечениями, образующими между собой угол $d\varphi$. Расположим систему координат так, чтобы ось x была параллельно оси цилиндра.

ра, а ось z была направлена по радиусу. Обозначим перемещения в направлении оси x через u , а в перемещения противоположном направлении оси z через w (прогиб).

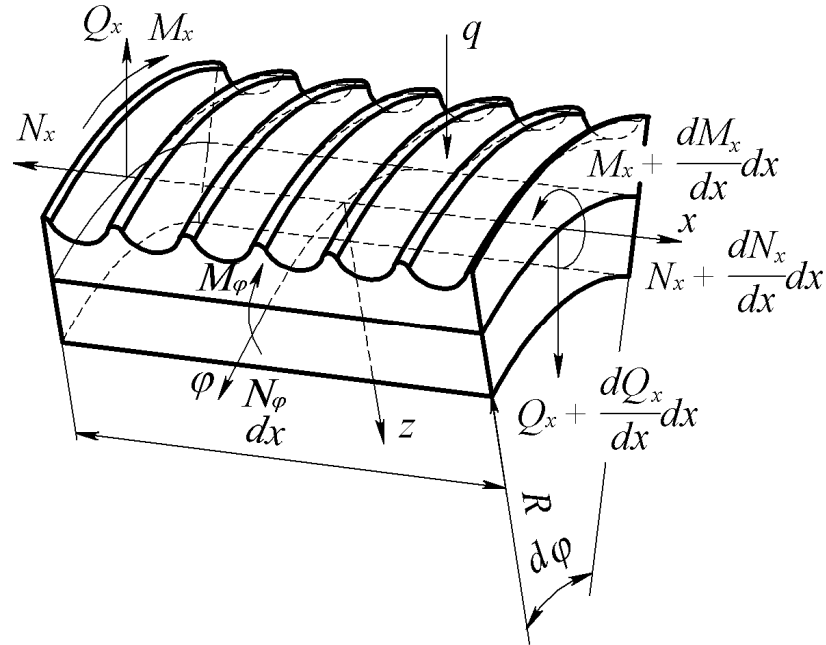


Рисунок 1 – Элементарный участок профилированной оболочки барабана

Так как цилиндрическая оболочка и радиальная нагрузка осесимметричны, то поперечные силы Q_x и крутящие моменты M_x равны нулю, а продольная нагрузка N_φ и изгибающий момент M_φ постоянны по длине окружности.

Исходя из кинематической (второй) гипотезы Кирхгофа-Лява, для такого типа нагружения цилиндрической оболочки радиальные напряжения и радиальная деформация отсутствуют $\sigma_z = 0$ и $\varepsilon_z = 0$.

Выражение внутренней потенциальной энергии деформации цилиндрической оболочки для осесимметричной задачи теории упругости в общем виде может быть записано в виде:

$$\delta U = R \int_0^l \int_0^{2\pi} \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} [\sigma_x \delta \varepsilon_x + \sigma_\varphi \delta \varepsilon_\varphi] dx d\varphi dz. \quad (7)$$

Исходя из первой гипотезы Кирхгофа-Лява, поперечные перемещения:

$$w \equiv w(x). \quad (8)$$

Предположим, что в случае профилированной оболочки нейтральная поверхность сдвинута от начала координат на расстояние e . Тогда перемещения вдоль оси x могут быть найдены из выражения:

$$u(x, z) \equiv u_0(x) + (e - z) \frac{dw}{dx}. \quad (9)$$

По соотношениям Коши относительная продольная и окружная деформации соответственно равны:

$$\varepsilon_x(x, z) = \frac{du(x, z)}{dx} = \frac{du_0(x)}{dx} + (e - z) \frac{d^2w}{dx^2}; \quad (10)$$

$$\varepsilon_\varphi(x) = -\frac{w}{R}. \quad (11)$$

Введем обозначение

$$\varepsilon_{x_0} = \frac{du_0(x)}{dx}. \quad (12)$$

Выражения для угла поворота и кривизны имеют вид:

$$\psi(x) = \frac{dw}{dx}; \quad (13)$$

$$\kappa(x) = -\frac{d^2w}{dx^2}. \quad (14)$$

На основании закона Гука напряжения σ_x и σ_φ могут быть определены из выражений:

$$\sigma_x(x, z) = \frac{E}{1 - \mu^2} (\varepsilon_x + \mu \varepsilon_\varphi) = \frac{E}{1 - \mu^2} \left(\varepsilon_{x_0} + (e - z) \frac{d^2w}{dx^2} - \mu \frac{w}{R} \right); \quad (15)$$

$$\sigma_\varphi(x, z) = \frac{E}{1 - \mu^2} (\varepsilon_\varphi + \mu \varepsilon_x) = \frac{E}{1 - \mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(\varepsilon_{x_0} + \frac{d^2w}{dx^2} (e - z) \right) \right). \quad (16)$$

Соответственно, напряжения на внутренней и наружной гранях профилированной оболочки описываются уравнениями:

$$\sigma_{xв.}(x) = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\varepsilon_{x_0} + \frac{d^2w}{dx^2} \left(e - \frac{h}{2} \right) - \mu \frac{w}{R} \right); \quad (17)$$

$$\sigma_{xн.}(x) = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\varepsilon_{x_0} + \frac{d^2w}{dx^2} (e + f_z(x)) - \mu \frac{w}{R} \right); \quad (18)$$

$$\sigma_{\varphi в.}(x) = \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(\varepsilon_{x_0} + \frac{d^2w}{dx^2} \left(e - \frac{h}{2} \right) \right) \right); \quad (19)$$

$$\sigma_{\varphi н.}(x) = \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(\varepsilon_{x_0} + \frac{d^2w}{dx^2} (e + f_z(x)) \right) \right). \quad (20)$$

Интенсивность напряжений по критерию Мизеса определяется из выражения:

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_\varphi)^2 + \sigma_\varphi^2 + \sigma_x^2}. \quad (21)$$

Подставив в выражение (7) соответствующие зависимости для продольных и окружных напряжений и деформаций получим:

$$\begin{aligned} \delta U &= R \int_0^l \int_0^{2\pi} \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \left[\sigma_x \delta \left(\varepsilon_{x_0} + (e-z) \frac{d^2w}{dx^2} \right) + \sigma_\varphi \left(-\frac{\delta w}{R} \right) \right] dx d\varphi dz = \\ &= 2\pi R \int_0^l \left(\delta(\varepsilon_{x_0}) \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_x dz + \delta \left(\frac{d^2w}{dx^2} \right) \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \sigma_x e dz + \right. \\ &\quad \left. + \delta \left(-\frac{d^2w}{dx^2} \right) \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \sigma_x z dz + \left(-\frac{\delta w}{R} \right) \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \sigma_\varphi dz \right) dx \end{aligned} \quad (22)$$

Введем внутренние силовые факторы:

$$N_x = \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \sigma_x dz; \quad N_\varphi = \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \sigma_\varphi dz; \quad M_x = \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \sigma_x z dz.$$

Тогда, подставив введенные силовые факторы и выражения (10) - (14) в предыдущее выражение внутренней потенциальной энергии деформации (22), получим:

$$\delta U = 2\pi R \int_0^l (N_x \delta \varepsilon_{x0} - N_x \delta \kappa + M_x \delta \kappa + N_\varphi \delta \varepsilon_\varphi) dx. \quad (23)$$

Введем аналог закона Гука для внутренних силовых факторов – погонного изгибающего момента и окружной силы:

$$M_x = \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(\varepsilon_{x0} + (e-z) \frac{d^2 w}{dx^2} - \mu \frac{w}{R} \right) z dz; \quad (24)$$

$$N_\varphi = \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(\varepsilon_{x0} + \frac{d^2 w}{dx^2} (e-z) \right) \right) dz; \quad (25)$$

$$\begin{aligned} N_x &= \int_{-f_z(x)}^{+\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(\varepsilon_{x0} + (e-z) \frac{d^2 w}{dx^2} - \mu \frac{w}{R} \right) dz = \\ &= \frac{E}{(1-\mu^2)} \left(\left(\varepsilon_{x0} + e \frac{d^2 w}{dx^2} - \mu \frac{w}{R} \right) \left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right) + \frac{1}{2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(f_z^2(x) - \frac{h^2}{4} \right) \right). \end{aligned} \quad (26)$$

В зависимости от изгибной жесткости лобовин возможны два предельных случая:

1) лобовины имеют высокую изгибную жесткость и препятствуют деформации обечайки в осевом направлении ($\varepsilon_{x0} = 0$);

2) жесткость лобовин позволяет свободно деформироваться обечайке в осевом направлении ($N_x = 0$).

Таким образом, приравняв правую часть выражения (26) нулю, получим:

$$\varepsilon_{x_0} = -\frac{\frac{1}{2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(f_z^2(x) - \frac{h^2}{4} \right)}{\left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right)} - e \frac{d^2 w}{dx^2} + \mu \frac{w}{R} = -\frac{1}{2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(f_z(x) - \frac{h}{2} + 2e \right) + \mu \frac{w}{R}. \quad (27)$$

Подставив полученное выражение (27) в выражения для погонного изгибающего момента (24) и окружной силы (25), имеем:

$$\begin{aligned} M_x &= \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{1}{2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(f_z(x) - \frac{h}{2} + 2e \right) + \mu \frac{w}{R} + (e-z) \frac{d^2 w}{dx^2} - \mu \frac{w}{R} \right) z dz = \\ &= \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{h}{4} - \frac{f_z(x)}{2} - z \right) z dz = \\ &= \frac{E}{1-\mu^2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{h}{8} z^2 - \frac{f_z(x)}{4} z^2 - \frac{z^3}{3} \right) \Bigg|_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} = \\ &= -\frac{E}{1-\mu^2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{h^3}{96} + \frac{f_z(x)h^2}{16} + \frac{f_z^2(x)h}{8} + \frac{f_z^3(x)}{12} \right); \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} N_\varphi &= \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(-\frac{1}{2} \frac{d^2 w}{dx^2} \left(f_z(x) - \frac{h}{2} + 2e \right) + \mu \frac{w}{R} + \frac{d^2 w}{dx^2} (e-z) \right) \right) dz = \\ &= \int_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} + \mu \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{h}{4} - \frac{f_z(x)}{2} - z \right) + \mu \frac{w}{R} \right) \right) dz = \\ &= \frac{E}{1-\mu^2} \left(-\frac{w}{R} z + \mu \left(\frac{d^2 w}{dx^2} \left(\frac{h}{4} z - \frac{f_z(x)}{2} z - \frac{1}{2} z^2 \right) + \mu \frac{w}{R} z \right) \right) \Bigg|_{-f_z(x)}^{\frac{h}{2}} = \\ &= -\frac{Ew}{R} \left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right). \end{aligned} \quad (29)$$

Отсутствие параметра e в полученных выражениях свидетельствует о том, что при расчетах осесимметричной деформации профилированной обечайки нет необходимости учитывать смещение нейтральной линии.

В полученных выражениях (28) и (29) заменим множители при прогибе w и его производной на изгибную D_1 и кольцевую B_2 жесткости соответственно:

$$D_1 = \frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{h^3}{96} + \frac{f_z(x)h^2}{16} + \frac{f_z^2(x)h}{8} + \frac{f_z^3(x)}{12} \right), \quad (30)$$

$$B_2 = E \left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right). \quad (31)$$

Применив метод многих масштабов, найдем осредненные изгибную D_1 и кольцевую B_2 жесткости в первом приближении. Для этого проинтегрируем отношения выражений для изгибной (30) и кольцевой (31) жесткостей в пределах половины шага нарезки τ :

$$D_1 = \frac{\tau}{\int_0^\tau \left(\frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{h^3}{96} + \frac{f_z(x)h^2}{16} + \frac{f_z^2(x)h}{8} + \frac{f_z^3(x)}{12} \right) \right)^{-1} dx} ; \quad (32)$$

$$B_2 = \int_0^\tau \frac{E}{\tau} \left(\frac{h}{2} + f_z(x) \right) dx. \quad (33)$$

Приведенное выражение является аналитическим решением задачи по определению изгибной и кольцевой жесткостей профилированной обечайки.

Выводы.

1. Полученные выражения осредненных цилиндрической и кольцевой жесткостей являются математической моделью изгиба профилированной обечайки под действием распределенной канатной нагрузки.
2. При расчетах осесимметричной деформации профилированной обечайки нет необходимости учитывать смещение нейтральной линии относительно срединной поверхности профилированной оболочки.

Библиографический список

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

2. Беспалько Т.В. Оптимизация по канатоемкости проектных параметров барабанов шахтных подъемных машин: автореф. дис. на соискание науч. степени канд. техн. наук: спец. 05.05.06. «Горные машины» / Т.В. Беспалько. – Днепропетровск, 2004. – 19с.

3. Тимошенко С.П. Пластины и оболочки / С.П. Тимошенко, С.Войновский. – Кригер : пер. с англ. – М.: Наука, 1966. – 635 с.

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

*Болотов А.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРВИЧНОЙ ПОСАДКИ ТРУДНООБРУШАЕМОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ ПРИ ПОЭТАПНОМ РАЗВОРОТЕ ЛИНИИ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ

Проведені дослідження напружено-деформованого стану методом математичного моделювання важкообвалюваного масиву при розвороті лінії очисного вибою в усереднених умовах антрацитових шахт. Установлені контури зон поетапного руйнування безпосередньої й основної покрівлі й величин максимальних опускань останньої в межах оголеного виробленого простору.

Ключові слова: *важкообвалюваний масив, вугільний пласт, лава, математичне моделювання, опускання, руйнування.*

Проведены исследования напряженно-деформированного состояния методом математического моделирования труднообрушаемого массива при развороте линии очистного забоя в усредненных условиях антрацитовых шахт. Установлены контуры зон поэтапного разрушения непосредственной и основной кровли и величины максимальных опусканий последней в пределах обнаженного выработанного пространства.

Ключевые слова: *труднообрушаемый массив, угольный пласт, лава, математическое моделирование, опускание, разрушение.*

Выемка комплексно-механизированными лавами пластов с труднообрушаемой кровлей, особенно до её первичной посадки, даже при использовании крепей повышенного сопротивления, не всегда обеспечивает устойчивое управление этим динамическим проявлением горного давления. Повышение интенсивности смещений пород, сопровождаемое увеличением нагрузки на крепь, не исключает посадку её секций на «жесткую базу», вывалообразование кровли в пределах призабойного пространства, завалы лав, а также воздушные удары [1, 2]. Типовыми проектами отхода механизированных комплексов от монтажных камер предусматриваются схемы подвигания линий очистного забоя параллельно кромки краевой части оставленного угольного массива. При этом первичная посадка обнаженного массива кровли с шагом, величина которого зависит от категории её обрушаемости, происходит одновременно по всей длине лавы.

Одним из способов локализации негативных проявлений горного давления в лаве до первичной посадки труднообрушаемой кровли является предварительный разворот линии очистного забоя при отходе лавы от монтажной камеры [3]. Поскольку механизм и параметрические характеристики опусканий кровли при попеременно-диагональном обнажении её массива не изучены, исследования рассматриваемого вопроса носят актуальный характер.

Цель работы – на базе усредненных исходных характеристик обнажаемого массива труднообрушаемой кровли разработать математическую модель для определения напряженно-деформированного состояния и опусканий слагающих его пород при поэтапном развороте линии очистного забоя от монтажной камеры.

Сформулированы следующие задачи:

разработать математическую модель напряженно-деформированного состояния массива труднообрушаемой кровли с применением метода конечных элементов при развороте линии очистного забоя на различных участках по длине лавы;

установить особенности формирования зон разрушения обнажаемого труднообрушаемого слоя кровли, характера и величин его опусканий для условий разработки антрацитовых пластов глубокими шахтами Украинского Донбасса.

При моделировании учитывались следующие условия: глубина заложения выработок $H = 1000$ м, мощность горизонтального пласта $m = 1,0$ м; непосредственная кровля (первый слой) – глинистый сланец мощностью 3,5 м прочностью на одноосное сжатие 50 МПа, труднообрушаемый (второй слой) – песчаник (8,0 м; 90 МПа); объемный вес пород и угля соответственно 2,7 и 1,6 кН/м³. Поскольку в рассматриваемых условиях средние значения длины лавы составляют 200 м и шаг первичной посадки – 80 м, то эти величины, исходя из построения модели, принимаются близкими к последним соответственно $l_y = 201,6$ м и $l_x = 78,4$ м.

Моделирование напряженно-деформированного состояния (НДС) массива в окрестности лавы осуществлялось методом конечных элементов (МКЭ) с использованием программного комплекса «ЛИРА». При расчете применялась объёмно-деформированная модель в нелинейной постановке, с использованием объёмных конечных элементов (КЭ) типа № 236 [4]. При расчете моделируемого массива под действием собственного веса размеры его должны превышать область влияния очистных работ. При этом форма исследуемой области выбрана в виде параллелепипеда [5]. Для определения размеров расчетной схемы (рисунок 1), включающие область влияния очистных работ, учитывались: ψ_1 , ψ_2 и ψ_3 – углы полных сдвижений массива по контурам, ограничиваю-

щим исследуемый участок; δ_0 – граничный угол его сдвижения по подвиганию линии очистного забоя.

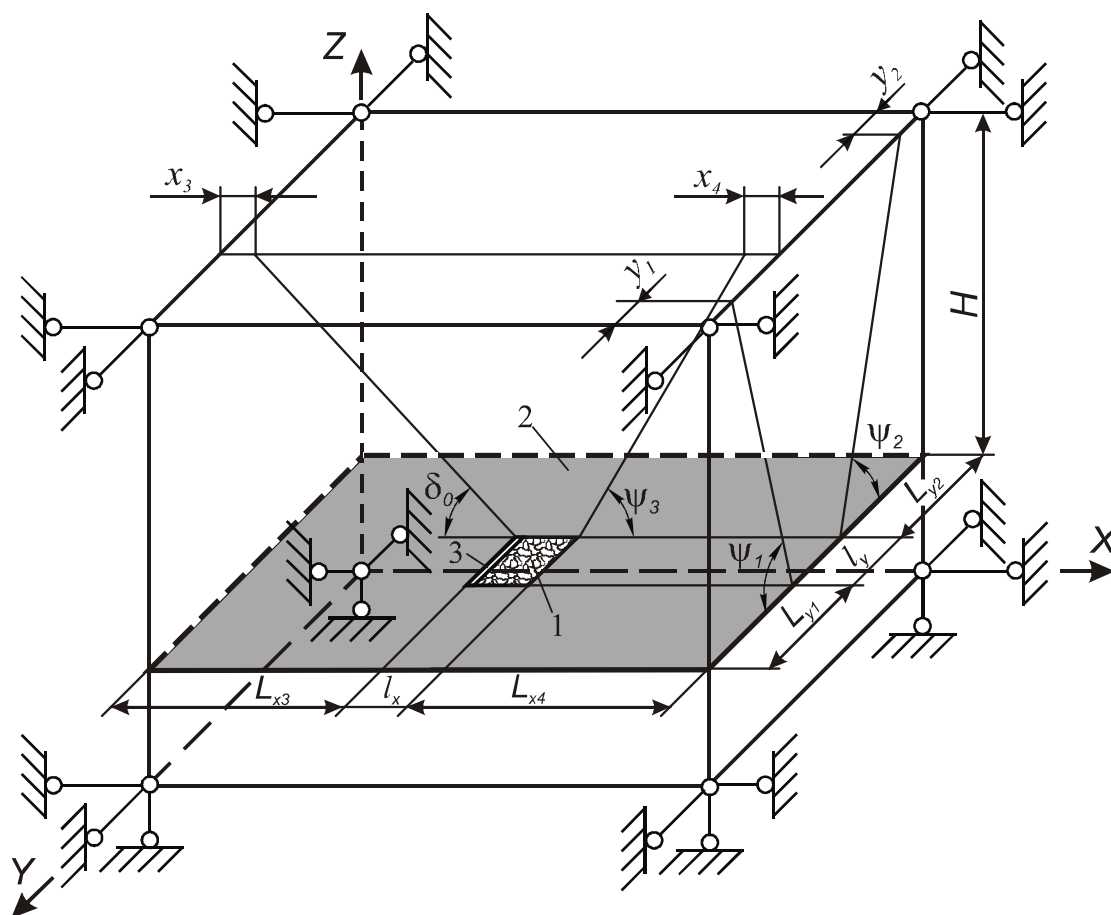


Рисунок 1 – Схема объёмной модели НДС разрабатываемого породугольного массива МКЭ: **1** – выработанное пространство исследуемого участка; **2** – угольный пласт; **3** – очистная выработка

При решении задачи определение размеров исследуемой области породного массива вокруг длинной очистной выработки осуществляется по формулам [5]:

$$L_{y1} = (H + l_y/2 \sin\alpha) \operatorname{ctg}(\psi_1 - \alpha) + y_1, \text{ м}; \quad (1)$$

$$L_{y2} = (H - l_y/2 \sin\alpha) \operatorname{ctg}(\psi_2 + \alpha) + y_2, \text{ м}; \quad (2)$$

$$L_{x3} = H \cdot \operatorname{ctg} \delta_0 + x_3, \text{ м}; \quad (3)$$

$$L_{x4} = H \cdot \operatorname{ctg} \psi_3 + x_4, \text{ м}; \quad (4)$$

где L_{y1} , L_{y2} и L_{x3} , L_{x4} – расстояния от забоя до левой и правой вертикальных границ расчетной схемы соответственно по осям Y и X , м;
 α – угол падения пласта, град (в рассматриваемой схеме $\alpha = 0^0$);
 y_1 , y_2 , x_3 и x_4 – запасы расстояний, связанные с необходимостью повышения точности определения границы зоны сдвижения земной поверхности, равные 50-100 м.

Расстояния от забоя до верхней границы расчетной схемы приняты равными глубине разработки H , а до нижней – H_1 – не менее 300 м [5]. Для исследуемых условий, согласно [6]: $\psi_1 = \psi_2 = \psi_3 = 55^0$; $\delta_0 = 70^0$; L_{y1} и L_{y2} не менее 750 м, L_{x3} и L_{x4} не менее соответственно 414 и 750 м.

Тогда размеры модели по осям X , Y и Z составят:

$$L_X = L_{x3} + L_{x4} + l_x \text{ м}; \quad (5)$$

$$L_Y = L_{y1} + L_{y2} + l_y \text{ м}; \quad (6)$$

$$L_Z = H + H_1 + m, \text{ м}. \quad (7)$$

Расчетная схема, охватывающая область моделирования, представлена на рисунке 2, а.

Согласно методике расчета в модели (рисунок 1) на боковых границах исследуемой области приняты только вертикальные перемещения, на нижней – жесткое закрепление. На верхней границе у земной поверхности могут проявляться как вертикальные, так и горизонтальные перемещения.

Моделируемое пространство разделено на блоки (рисунок 2, а): угольный пласт – Б1, первый слой кровли – Б2, второй – Б3. Вышележащая толща массива представлена блоком Б4, а нижележащая – Б5. Минимальный размер КЭ принят равным 1,0x1,6 м, максимальный – 42,6x43,2 м. Сгущение сетки в блоках Б1-Б3 выполнено на исследуемом участке, имитирующем выемку угольного пласта при развороте линии очистного забоя, с использованием элементов в плоскости пласта трапециевидной формы. Исследуемый участок и его фрагмент с разбивкой области на КЭ представлены на рисунке 2, б и 2, в.

Расчет НДС с использованием модели производится в физически нелинейной постановке шагово-итерационным методом с разделением на 2 равных по величине шага. Для всех КЭ модели принят экспоненциальный закон деформирования геоматериала [4], усреднённые прочностные характеристики которого представлены в таблице 1.

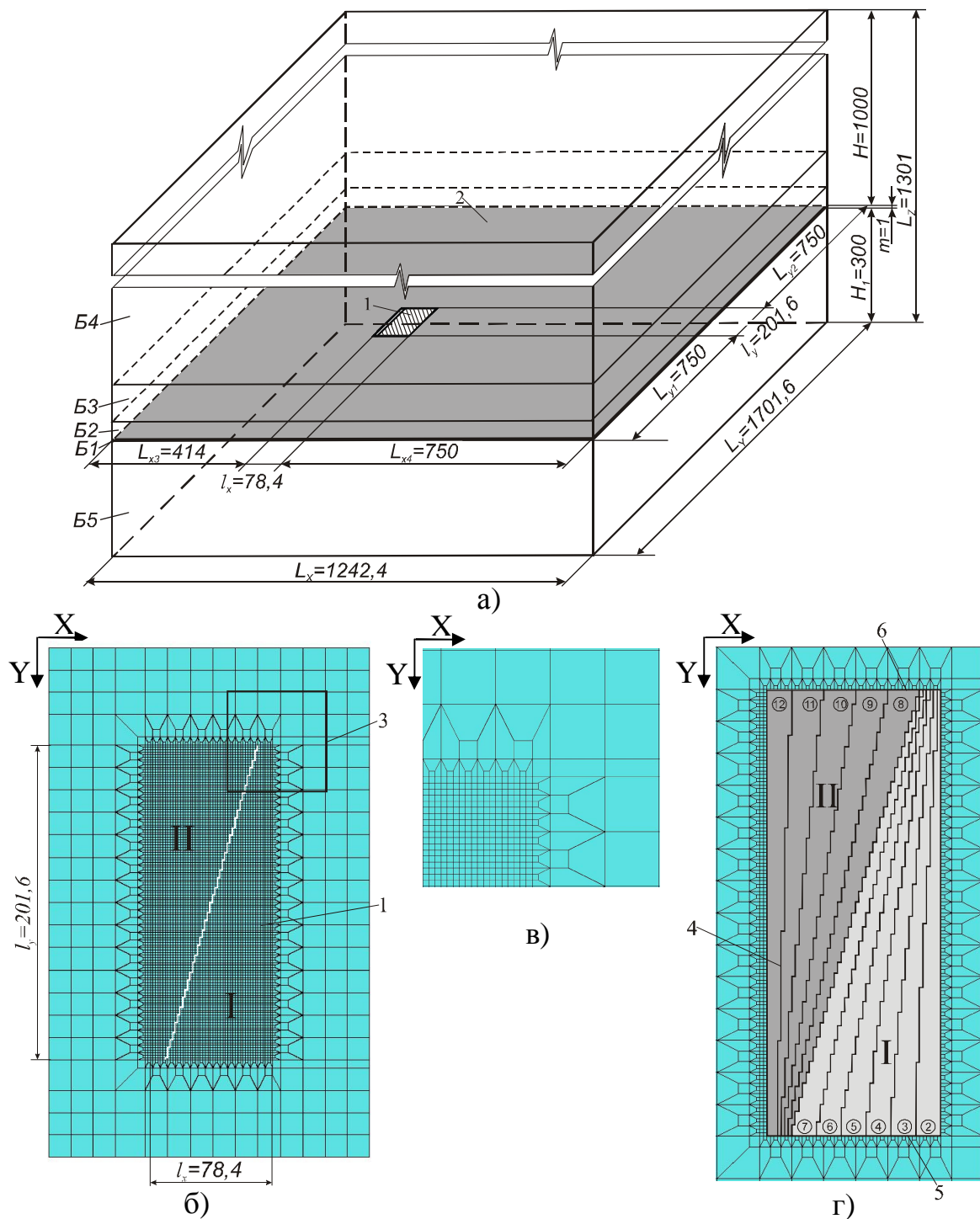


Рисунок 2 – Исходная расчетная схема моделирования: **а** – общая; **б** – исследуемого участка **1** в плоскости пласта **2**; **в** – фрагмент угловой части выработанного пространства **3**; **г** – положения линии очистного забоя **4** при развороте у боковых краевых частей **5** и **6** угольного массива, сопряженных с выработками соответственно транспортной и вентиляционной на различных стадиях расчета **②** - **⑫**: **I** и **II** – участки с контурами обнажения при попеременно-диагональном развороте линии очистного забоя

Таблица 1 – Прочностные характеристики пород

Тип пород	Количественное значение параметра прочности пород, МПа			Коэффициент Пуассона
	предел прочности на		модуль упругости	
	сжатие	растяжение		
	условное обозначение			
	$\sigma_{сж}$	σ_p	E	μ
Песчаник	90	9	36000	0,2
Глинистый сланец	50	5	34000	0,25
Угольный пласт	20	2	20000	0,27

Расчет модели состоит из 12 стадий: первая – нагружения, последующие – моделирования полостей, имитирующих попеременно-диагональное подвигание линии очистного забоя на участках разворота I и II относительно сопряженных с лавой боковых краевых частей угольного массива соответственно у транспортной (стадии ② - ⑦) и вентиляционной (стадии ⑧ - ⑫) выработок (рисунок 2, г), расчетные параметры которых представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Расчетные параметры на участках разворота линии очистного забоя

Участок разворота	№ стадии расчета	Подвигание линии очистного забоя по оси X на участках разворота относительно сопряженных с лавой боковых краевых частей угольного массива выработок, м	
		транспортной (Vm_i)	вентиляционной (Vv_i)
I	② - ⑦	11,2	1,6
II	⑧ - ⑪	1,6	14,4
	⑫	4,8	11,2

По результатам моделирования установлены величины вертикальных сжимающих напряжений N_z (МПа) и контуры формируемых зон разрушения породных слоев над угольным пластом (рисунки 3 и 4).

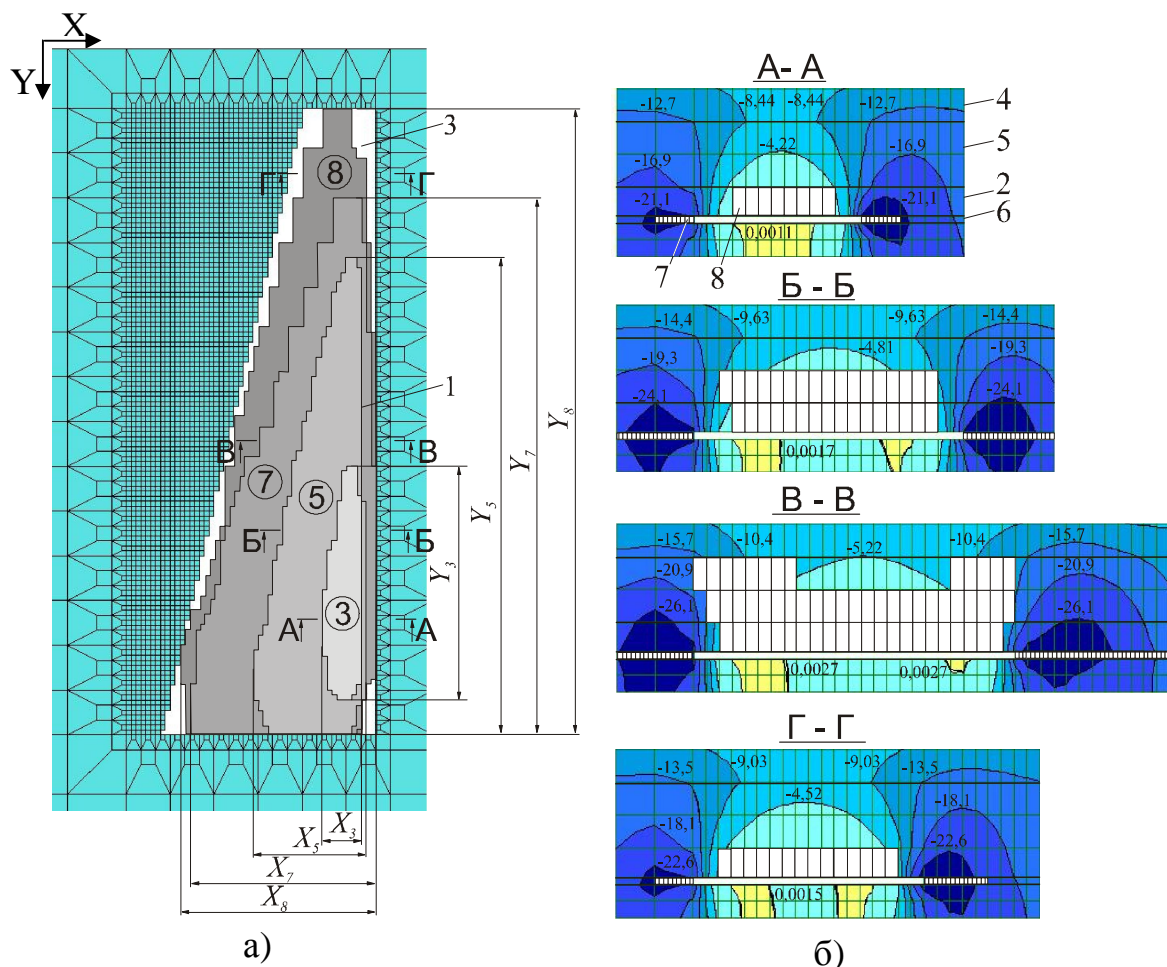


Рисунок 3 – Контуры напряжений N_z и формируемых зон разрушения

1 по результатам стадий расчета (3), (5), (7) и (8): а – первого слоя кровли 2 в пределах площади её обнажения 3; б – массива 4 по высоте: 5 – второй слой кровли; 6 – угольный пласт; 7 и 8 – разрушенные соответственно угольный пласт и кровля

Первый слой кровли разрушается на стадии расчета (3) (рисунок 3, а) и формирует контур зоны с максимальными размерами $X_3 = 12,8$ м и $Y_3 = 75,2$ м соответственно по осям X и Y и площадью $S_3 = 740$ м² (таблица 3). Подвигание очистного забоя у транспортной и вентиляционной выработок составило соответственно $Vm_3 = 22,4$ м и $Vv_3 = 3,2$ м. На I участке разворота линии очистного забоя по мере отхода лавы от монтажной камеры на стадиях расчета (5) и (7) геометрические параметры контуров этих зон разрушения увеличиваются и составляют $X_5 = 36,8$ м; $X_7 = 59,2$ м и $Y_5 = 153,6$ м; $Y_7 = 172,8$ м, соответственно площадями $S_5 = 4303$ м² и $S_7 = 6863$ м². Полное формирование контура зоны разрушения первого слоя кровли по всей длине лавы площадью $S_8 = 8988$ м² происходит на II участке её разворота (стадия расчета (8)),

при максимальной и минимальной величинах подвигания лавы соответственно у транспортной $Vm_8 = 68,8$ м и вентиляционной $Vв_8 = 24,0$ м выработок.

Вертикальные величины сжимающих напряжений по указанным сечениям (рисунок 3, б) составляют максимальные значения $N_{z3} = 21,1$ МПа; $N_{z5} = 24,1$ МПа; $N_{z7} = 26,1$ МПа и $N_{z8} = 22,6$ МПа соответственно на стадиях расчета (3), (5), (7) и (8), распространяются вокруг краевых частей вынимаемого угольного массива. Минимальные значения этих напряжений составили 4,2 -5,2 МПа.

Таблица 3 – Размеры формируемых контуров зон разрушения первого слоя кровли на участках разворота

Участок разворота	№ стадии расчета	Максимальный размер зоны разрушенных пород, м		Площадь контура зоны разрушенных пород, м ²
		продольный	поперечный	
		условное обозначение		
		X_i	Y_i	S_i
I	(3)	12,8	75,2	740
	(5)	36,8	153,6	4303
	(7)	59,2	172,8	6863
II	(8)	62,4	201,6	8988

Второй слой кровли (рисунок 4) разрушается на I участке разворота лавы, начиная со стадии расчета (6), при подвигании очистного забоя у транспортной и вентиляционной выработок соответственно $Vm_6 = 56$ м и $Vв_6 = 8$ м. Площадь зоны разрушения этого слоя составляет $Sp_6 = 837$ м² при общей площади его обнажения $So_6 = 4981$ м² (таблица 4). На стадии расчета (7) ($Vm_7 = 67,2$ м и $Vв_7 = 9,6$ м) общие площади зон обнажения и разрушения возрастают и составляют соответственно $So_7 = 7862$ м² и $Sp_7 = 4644$ м². На II участке разворота лавы наблюдается рост площадей зон разрушения, которые по стадиям расчета (8), (9) и (10) составляют соответственно $Sp_8 = 6151$ м², $Sp_9 = 9454$ м² и $Sp_{10} = 12358$ м² при общих площадях обнажения $So_8 = 9623$ м², $So_9 = 10972$ м² и $So_{10} = 12549$ м². Полное формирование зоны разрушения второго слоя кровли по всей длине лавы происходит при расчете на стадии (10) ($Vm_{10} = 72$ м и $Vв_{10} = 52,8$ м). Как видно из рисунка 4, на угловых участках площади обнажения разрушение кровли не происходит и по мере разворота лавы величина их уменьшается.

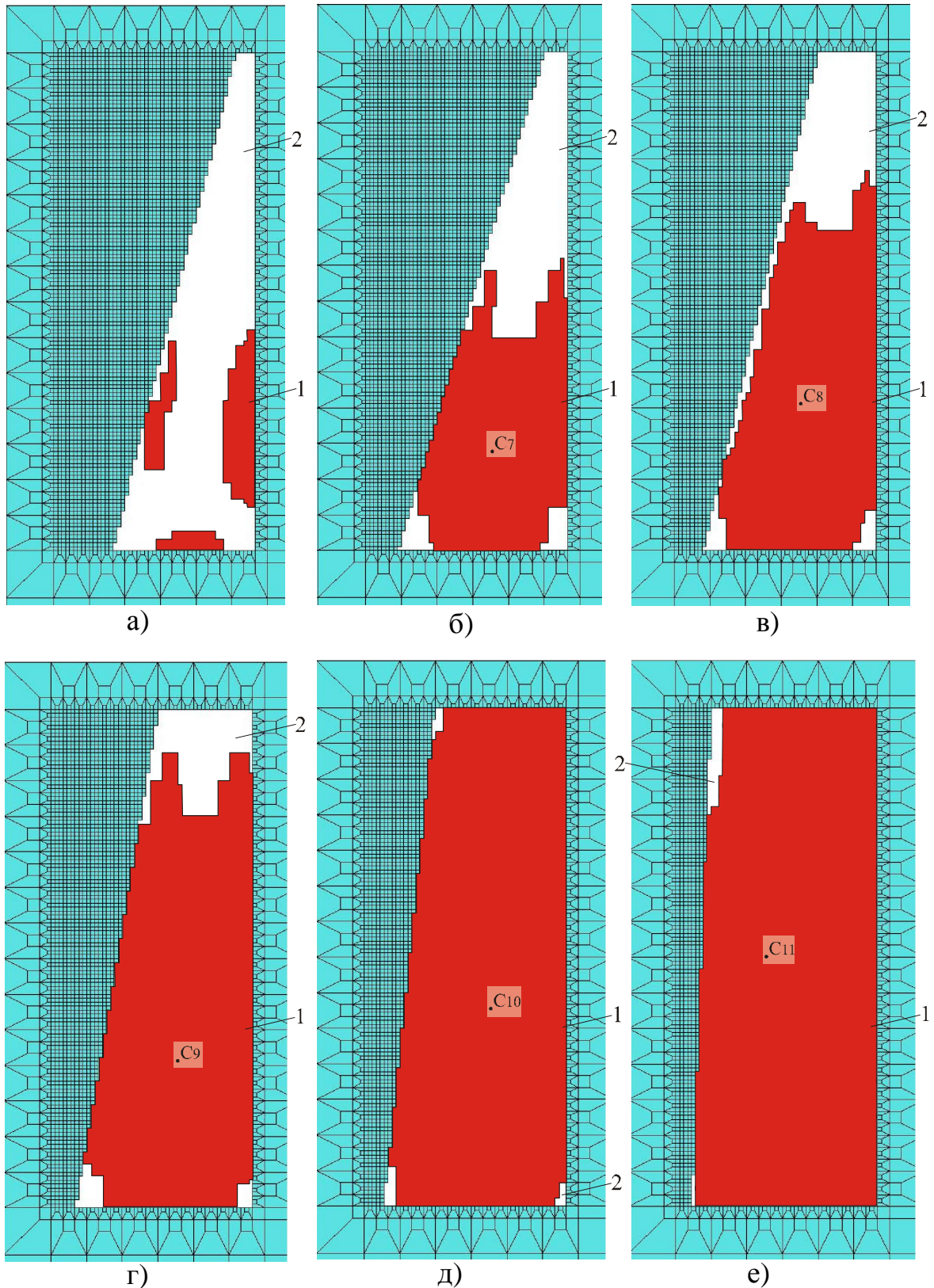


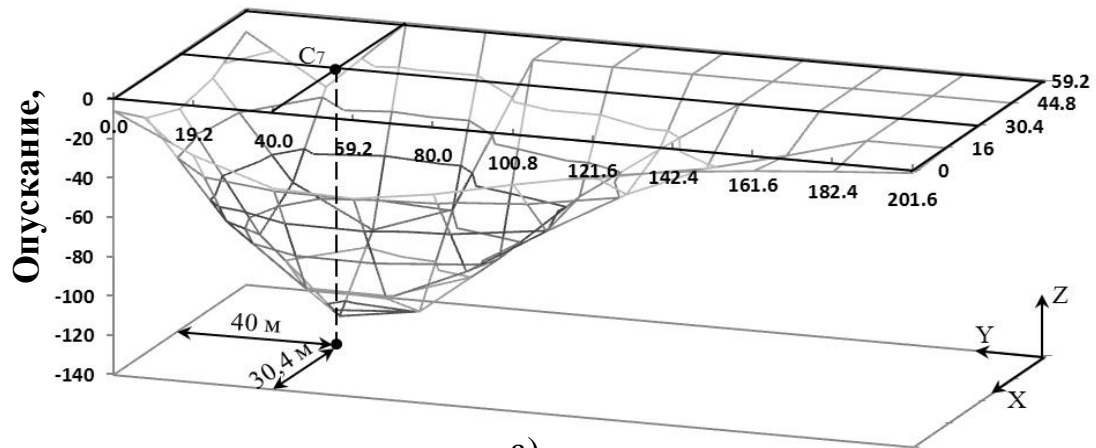
Рисунок 4 – Контуры формируемых разрушенных **1** и неразрушенных **2** зон второго слоя кровли в пределах обнажения исследуемого участка: **а, б, в, г, д** и **е** – соответственно по результатам стадий расчета **(6)**, **(7)**, **(8)**, **(9)**, **(10)** и **(11)**: **C7 – C11** – точки максимальных опусканий кровли

Таблица 4 – Соотношение площадей обнажения второго слоя кровли и его разрушения на участках разворота

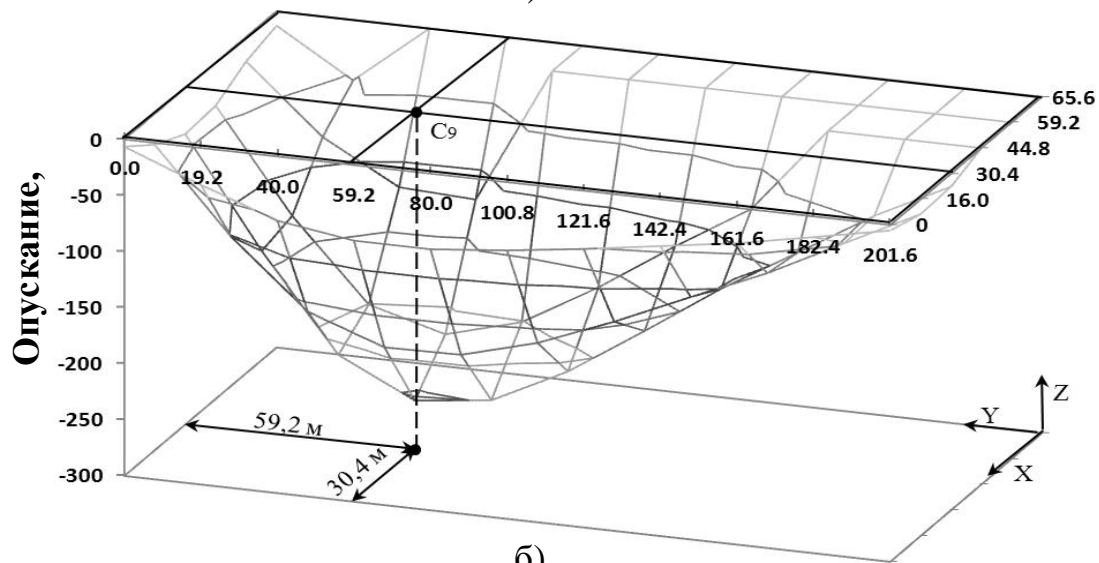
Участок разворота	№ стадии расчета	Площадь зоны, м ²		Относительная величина
		общая обнажения	разрушения	
		условное обозначение		
		So_i	Sp_i	
I	⑥	4981	837	0,17
	⑦	7862	4644	0,59
II	⑧	9623	6151	0,64
	⑨	10972	9454	0,86
	⑩	12549	12385	0,99
	⑪	14387	14186	0,99

Для сравнения количественных значений площадей общего обнажения (So_i) и её разрушенной части (Sp_i) целесообразно использовать их относительную величину $p_{si} = Sp_i / So_i$, значения которой представлены в таблице 4. С увеличением общих площадей обнажения доля площадей разрушенных участков возрастает неравномерно от 0,17 до 0,99 соответственно на начальной и конечной стадиях. Максимальное вовлечение в процесс второго слоя кровли происходит на стадии расчета ⑦ с наибольшим приростом относительной величины p_s , равной 0,42.

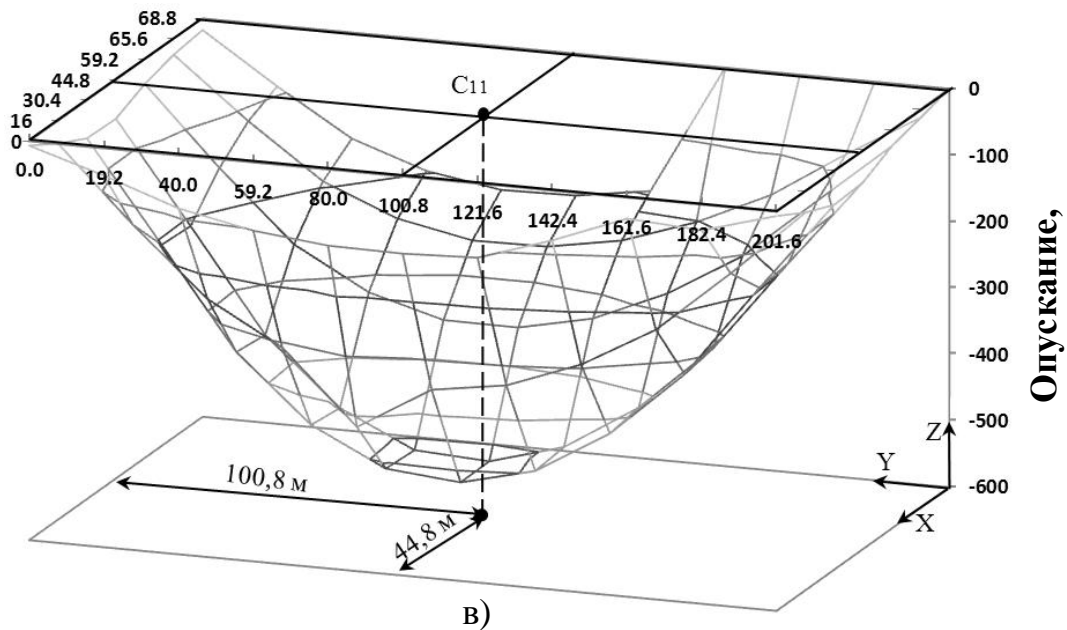
Графическая интерпретация изменений опусканий второго слоя кровли по стадиям расчета ⑦, ⑨ и ⑪ представлена на рисунках 5 и 6. Максимальная величина опускания кровли в точке С7 на стадии расчета ⑦ (рисунки 5, а и 6, а) составляет 126 мм и находится по длине лавы на расстоянии 40 м относительно сопряженной с лавой транспортной выработки и 30,4 м по подвиганию лавы от монтажной камеры. На стадиях расчета ⑨ и ⑪ максимальные величины опусканий кровли в точках С9 и С11 составили соответственно 256 мм и 521 мм. При этом точки по длине лавы относительно транспортной выработки сместились в соответствии с координатами 59,2 м и 100,8 м, а по подвиганию очистного забоя – 30,4 м и 44,8 м (рисунки 5, б, в и 6, б, в).



а)



б)



в)

Рисунок 5 – Графическая интерпретация изменений опускания второго слоя кровли соответственно по результатам стадий расчета

⑦ (а), ⑨ (б) и ⑪ (в)

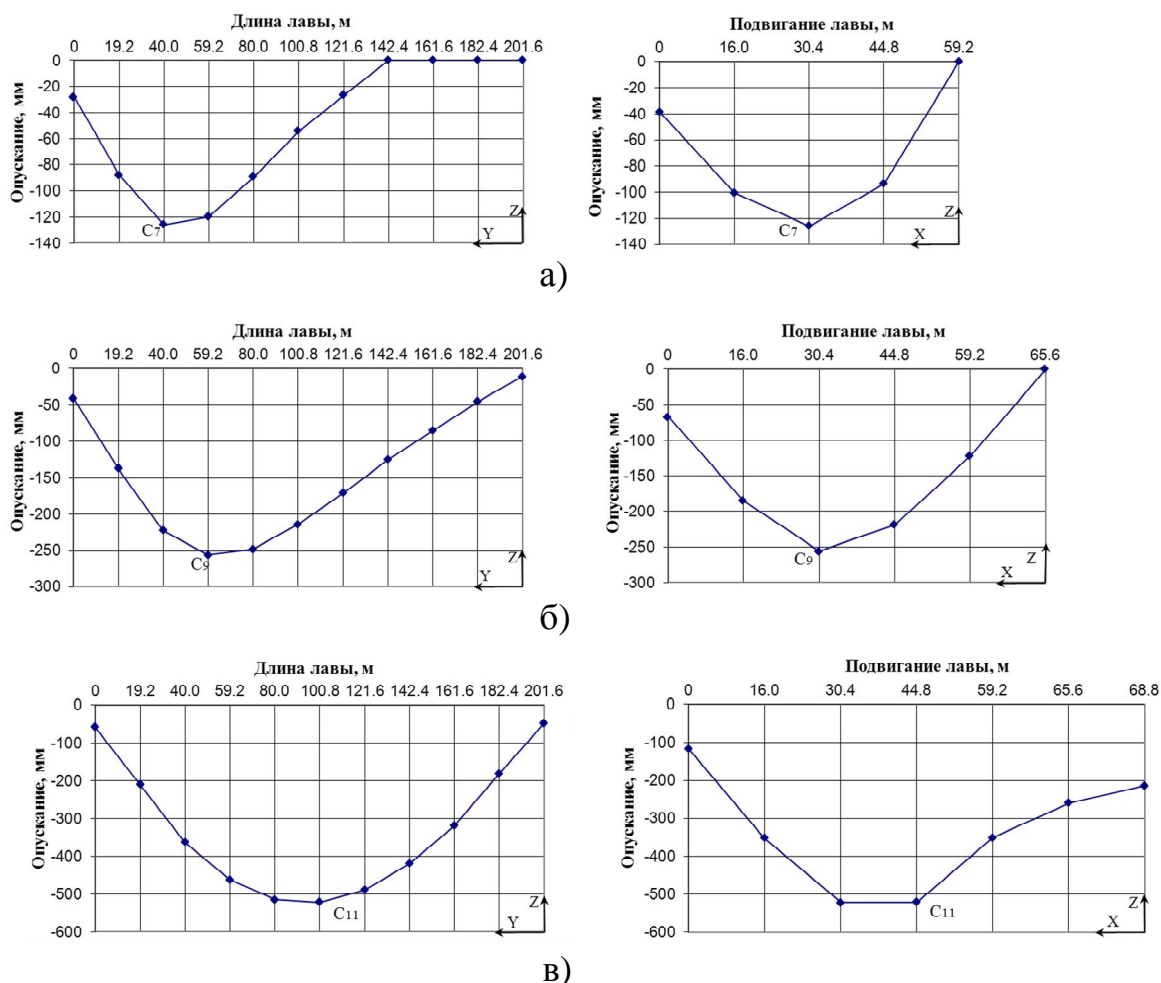


Рисунок 6 – Изменения величин опускания второго слоя кровли по взаимоперпендикулярным плоскостям, проведенным соответственно через точки С7 (а), С9 (б) и С11 (в)

Из рисунков 5 и 6 видно, что опускания труднообрушаемого (второго слоя) кровли в трёхмерном измерении представляет собой изменяющуюся по стадиям обнажения неправильную вогнутую поверхность с перемещающимся центром величин максимальных опусканий, стремящихся к центру площади обнажения.

Выводы.

Площадь зоны разрушения непосредственной кровли при попеременно-диагональном обнажении массива на различных участках пролёта его зависания по длине лавы возрастает. Полное разрушение этого слоя относительно сопряженных с лавой вентиляционной и транспортной выработок происходит соответственно при максимальных пролётах зависания на 24 и 68,8 м с вовлечением в процесс смещения труднообрушаемого слоя.

Параметры контуров распространения вертикальных сжимающих напряжений, разрушений и опусканий попеременно-обнажаемого массива кровли зависят от пролётов зависания.

Поверхность прогиба труднообрушаемого слоя представляет собой неправильную вогнутую форму с асимметричным расположением её центра в точках максимальных опусканий, перемещающихся по мере обнажения массива.

Полное разрушение труднообрушаемого слоя происходит по всей площади обнажения с максимальной величиной опускания 521 мм на удалении от оставленной краевой части угольного массива у монтажной камеры 44,8 м и транспортной выработки 100,8 м, что примерно совпадает с центром лавы по её длине и подвиганию.

На угловых участках лавы труднообрушаемый слой кровли зависит и по мере обнажения площадь его неразрушенной части уменьшается.

Математические модели напряженно-деформируемого состояния массива методом конечных элементов рекомендуется использовать для прогнозирования в конкретных исходных условиях зон разрушения массива кровли до первичной её посадки при поэтапном развороте лавы.

Библиографический список

1. Журило А. А. Горное давление в очистных забоях с труднообрушающимися кровлями / А. А. Журило. – М.: Недра, 1980. – 124 с.

2. Овчинников В.П. Геомеханічне обґрунтування технології управління важкообвальною покрівлею на викидонебезпечних пластах // В.П. Овчинников, Ю.М. Халімендик, В.Д. Петренко, В.П. Романенко. – Луганськ: Книжковий світ, 2005. – 208 с.

3. Борзых А.Ф. Опыт поэтапной первичной посадки кровли в комплексно-механизированных лавах / А.Ф. Борзых, А.П. Болотов, В.Н. Григоряк // Уголь Украины. – 2009. - № 5. – С. 3-4.

4. Ли́ра[®] 9.4. Примеры расчета и проектирования: учебное пособие / [Борисов В.Е., Гензерский Ю.В., Гераймович Ю.Д. и др.]. – К.: ФАКТ, 2008. – 280 с.

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

6. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. ГСТУ 101.00159226.001-2003. – К.: Мінпаливенерго України, 2004. – 127 с.

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

*Сиидов В.Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОСОБЕННОСТИ КОНТУРНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ УПЛОТНЕННЫХ ПОРОД ВОКРУГ СООРУЖЕННОЙ В ВЫРАБОТАННОМ ПРОСТРАНСТВЕ ВЫРАБОТКИ

Наведені результати математичного моделювання напружено-деформованого стану зруйнованих і ущільнених у виробленому просторі порід з урахуванням особливостей їх міцностних властивостей і контурних зсувів спорудженої в ньому підготовчої виробки. Прогнозовані величини цих зсувів близькі із шахтними інструментальними спостереженнями.

Ключові слова: моделювання, виробка, вироблений простір, зсуви, стійкість.

Приведены результаты математического моделирования напряженно-деформированного состояния разрушенных и уплотненных в выработанном пространстве пород с учетом особенностей их прочностных свойств и контурных смещений сооруженной в нем подготавливающей выработки. Прогнозируемые величины этих смещений близки с шахтными инструментальными наблюдениями.

Ключевые слова: моделирование, выработка, выработанное пространство, смещения, устойчивость.

При разработке угольных пластов глубокими (более 800 м) шахтами Донбасса с учетом наметившейся тенденции увеличения длины комплексно-механизированных лав и выемочных столбов сохраняется проблема продолжительного сохранения выработок в удовлетворительном состоянии. Как показывает опыт эксплуатации и результаты наблюдений наиболее эффективным с точки зрения обеспечения устойчивости пластовых подготавливающих выработок является их сооружение и поддержание в зоне полной разгрузки от исходных повышенных напряжений, какой является выработанное пространство [1-4].

Однако в нормативном отраслевом документе [5] отсутствуют конкретные рекомендации по применению вышеуказанного способа с учетом особенностей формирования нагрузки на крепь этих выработок и обеспечения их устойчивости в различных условиях.

Результаты ранее проведенных исследований по установлению особенностей распределения напряжений по контуру обнажения уплотненных в выработанном пространстве пород [6, 7] не рассматривает весь спектр механизма взаимодействия с крепью и ограничиваются в основном теоретическими подходами к решению рассматриваемого вопроса, опираясь на исходные условия Донецко-Макеевского геологического района, характеризующихся залеганием средней и ниже степени катагенеза пород (марки угля Д, Г), по свойствам близкие после разрушения к слеживанию под воздействием опускающейся толщи подрабатываемого массива.

На основании вышеизложенного возникает необходимость решения актуального вопроса обеспечения устойчивости выработок, сооружаемых в обрушенных и уплотненных неслеживаемых породах выработанного пространства при отработке пластов антрацита глубокими шахтами Восточного региона Украинского Донбасса.

Цель исследований – на базе математического моделирования и натурных наблюдений установить особенности взаимодействия обнажаемых в выработанном пространстве уплотненных пород с крепью, формируемой в нем выработки. Исходя из этого, сформулированы следующие основные задачи:

- разработать и апробировать математическую модель для определения НДС и контурных смещений пород вокруг сформированной в выработанном пространстве выработки с учетом особенностей прочностных свойств уплотненного геоматериала;

- установить в натурных условиях характер и параметры изменения во времени обнажаемого выработкой контура;

- разработать рекомендации по обеспечению устойчивости выработок, проводимых в выработанном пространстве.

При обнажении лавой массива с характерными генетическими структурно-прочностными свойствами под влиянием процесса сдвижения происходят зональные изменения НДС слагающих его пород, которые подвергаются различной степени хрупкому разрушению с последующим обрушением более слабых ее нижних слоев. Интегральным показателем степени разрушения пород является коэффициент их естественного разрыхления. Под влиянием сближения в выработанном пространстве кровли и почвы, сопровождаемого переупаковкой и вторичными разрушениями их кусковато-блочных отдельностей, происходит уплотнение слагающих их пород до некоторой остаточной пустотности. В результате этого естественного горно-геомеханического преобразования массива в зоне формируемой выработки образуются ее дискретно-несвязные породные слои, отличающиеся с удалением от почвы пласта совершенно другими деформационно-прочностными свойствами по

сравнению с фоновыми в нетронутом массиве. Градиентность напряженного состояния и величины смещений структурированной таким образом толщи массива значительно выше, чем в сплошном.

Как подтверждают ранее проведенные исследования и опыт вокруг пройденных в слоях уплотненных пород выработанного пространства выработок, образуется некая уравновешенная грузонесущая оболочка, состоящая из взаимодействующих породных отдельностей, обеспечивающих за счет сопротивления их перемещению саморасклинивания. Интенсивность смещения контура выработки зависит от остаточной пустотности (коэффициента уплотнения) обломочной массы, формы и размеров блоков литотипов, с учетом их соотношения в рассматриваемом объеме, а также реакции крепи и продолжительности поддержания выработки. Помимо указанного существенное влияние на равновесное состояние контура обнаженных уплотненных пород оказывает также плотность систем природной трещиноватости пород и ориентация сечения выработки относительно их плоскостей распространения.

В качестве объекта исследований из выработок антрацитовых шахт выбран наиболее представительный, вентиляционный уклон № 3, проводимый по выработанному пространству пласта h_7 шахты им. Дзержинского (с 2012 г. ООО ДТЭК "Ровенькиантрацит" (рис. 1)). Уклон № 3 в 2001 г. первоначально проведен длиной 197 м по выработанному пространству лавы № 1 после прохода места его заложения через 21 мес.; затем – 265 м – № 3 – в 2006 г. через 3 мес. После прохода лавы № 9 начато проведение этого уклона в 2011 г. длиной 210 м. Намечено также проведение уклона по выработанному пространству лав № 5 и 7 с диагональным его расположением относительно линии падения пласта, а в перспективе предусматривается уклон лавы № 9 диагонально сбивать на уровне конвейерного штрека лавы № 3 (см. рис. 1, а). Глубина расположения уклона изменяется от 560 м до 930 м. В пределах такого широкого по времени диапазона наблюдений изменений состояния выработки в формировании технологических условий на различной глубине их заложения, представляется возможным, используя в том числе и лабораторные испытания деформационно-прочностных характеристик разрушенных пород [9], получить совокупные результаты моделирования и натурных исследований.

По данным фотопланиметрических измерений кусковатости и блочности уплотненных пород в пределах высоты слоя обрушенной кровли по антрацитовым пластам, в том числе и h_7 , установлена закономерность – с удалением от пласта плотность распространения техногенной трещинной раздробленности уплотненных пород уменьшается.

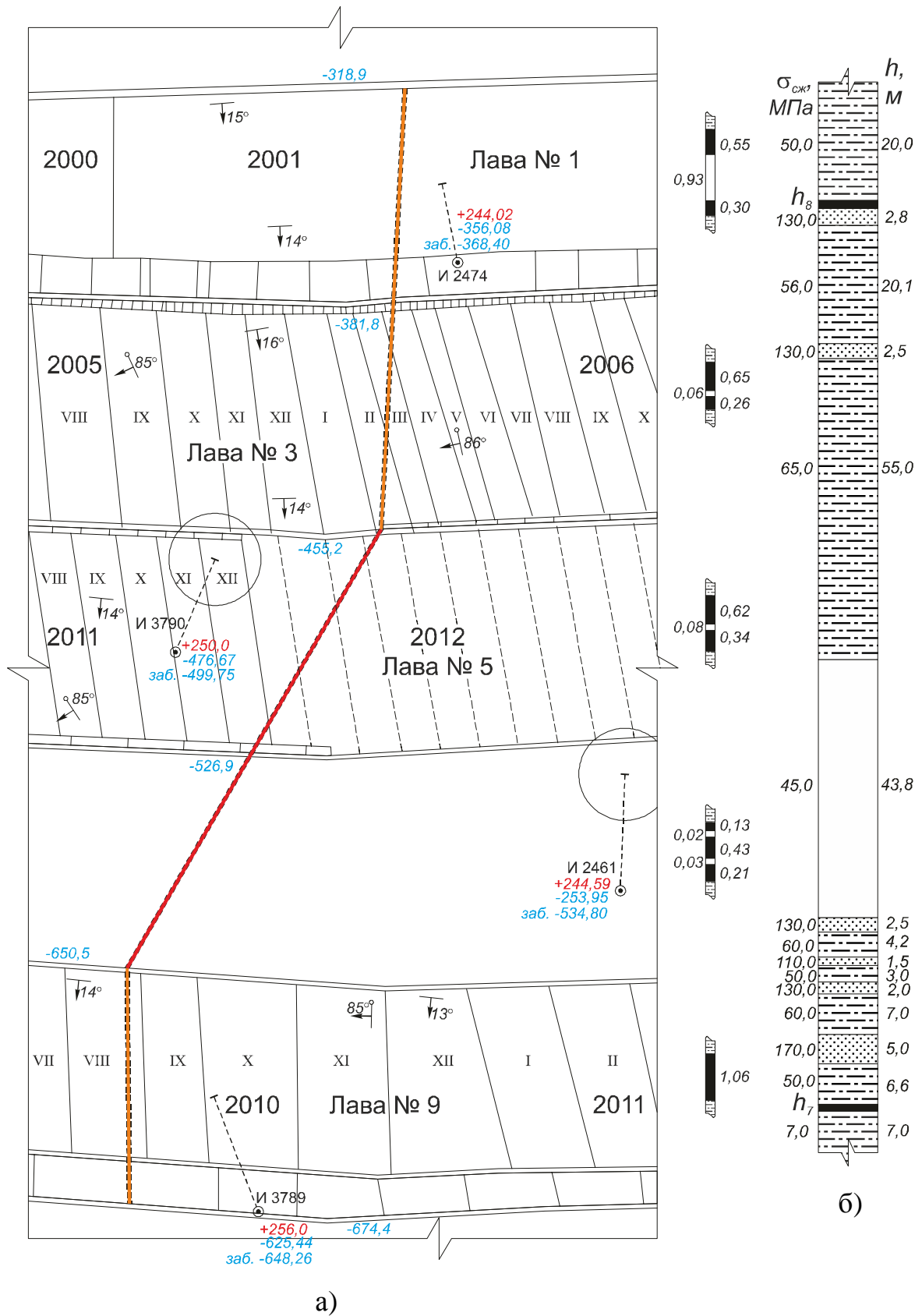
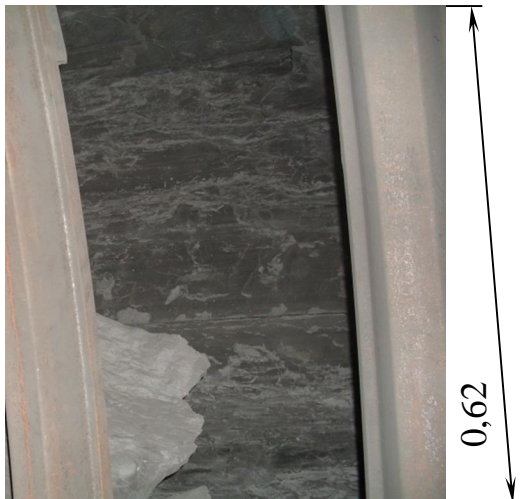


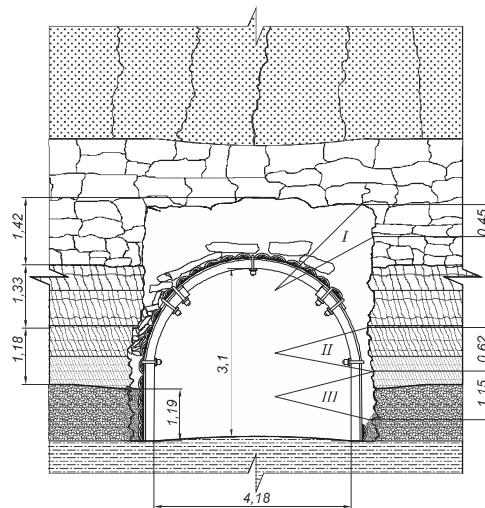
Рисунок 1 – Выкопировка с плана горных выработок по пласту h_7 (а) и структура вмещающих его пород (б)



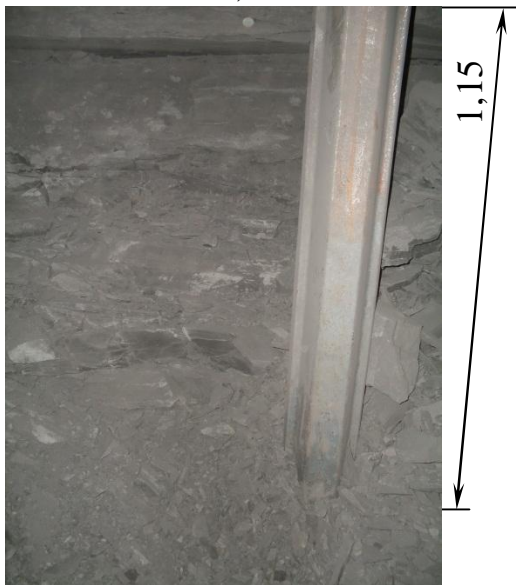
а)



б)



г)



в)

Рисунок 2 – Распространение техногенных трещин уплотненных пород по площади боковых стенок их обнажения на удалениях от почвы в интервалах I, II и III соответствующий фотофрагментам а, б и в; г – общая зарисовка распространения трещин вокруг выработки

Наиболее мелкодробленные породы располагаются в сопряженном с почвой слое, величина которого по высоте кратна 0,7...0,9 мощности вынимаемого пласта, что учитывалось при составлении модели НДС обломочной массы вокруг рассматриваемой выработки.

На рисунке 2 представлены фотофрагменты и схематическое изображение распространения техногенных трещин в обрушенном и уплотненном массиве обнаженных при проведении вентиляционного уклона № 3. Измерениями установлено, что на уровне ранее отработанного пласта расположен слой мелкодробленных пород высотой в среднем равной 1,19 м (рис. 2, в). Над ним расположены слои различной степени упорядоченного разрушения пород (рис. 2, б): первый – высотой 1,18 м, второй – 1,33 м. Выше залегает слой крупно-блочного разрушения, распространяющийся до вышележащего слоя песчаника на расстоянии 6,6 м от пласта (см. рис. 1).

Для исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) уплотненных пород вокруг проводимой в них выработки, в программном комплексе «Ли́ра» разработана расчетная схема с применением объемных конечных элементов № 236, расположенных по толщине в один слой. Горизонтальный (918 м) и вертикальный (1780 м) размеры модели определены исходя из параметров зоны влияния исследуемой области. Для снижения расчетной нагрузки геометрические размеры конечных элементов изменялись от 54 м до 0,215 м в исследуемой области.

Для установления контурных смещений уплотненных пород и их напряженного состояния вокруг проведенной выработки выполнялось условие отсутствия влияния краевых частей массива в зонах его перехода из выработанного пространства в нетронутое. Расчеты моделей производились с применением пошагового метода [8]. Для определения размеров зоны разрушенных пород на первом шаге рассчитывалась модель, имитирующая выемку угля одиночной лавой, на следующем – разрушенным элементам назначены упруго-прочностные свойства, эквивалентные разрушенным породам. При этом они корректировались послойно с удалением от почвы отработанного пласта и учетом изменения степени их разрушения (см. рис. 2).

Решение модели на всех этапах выполнялся в нелинейной постановке с использованием режима монтаж. На основании выполненных расчетов получены качественные картины горизонтальных и вертикальных перемещений и напряжений уплотненного массива, (рис. 3 и 4). Как видно из рисунка 3, изополя горизонтальных перемещений формируются в боках выработки с максимальными значениями (387 мм) на уровне мелкодробленого слоя (см. рис. 2)

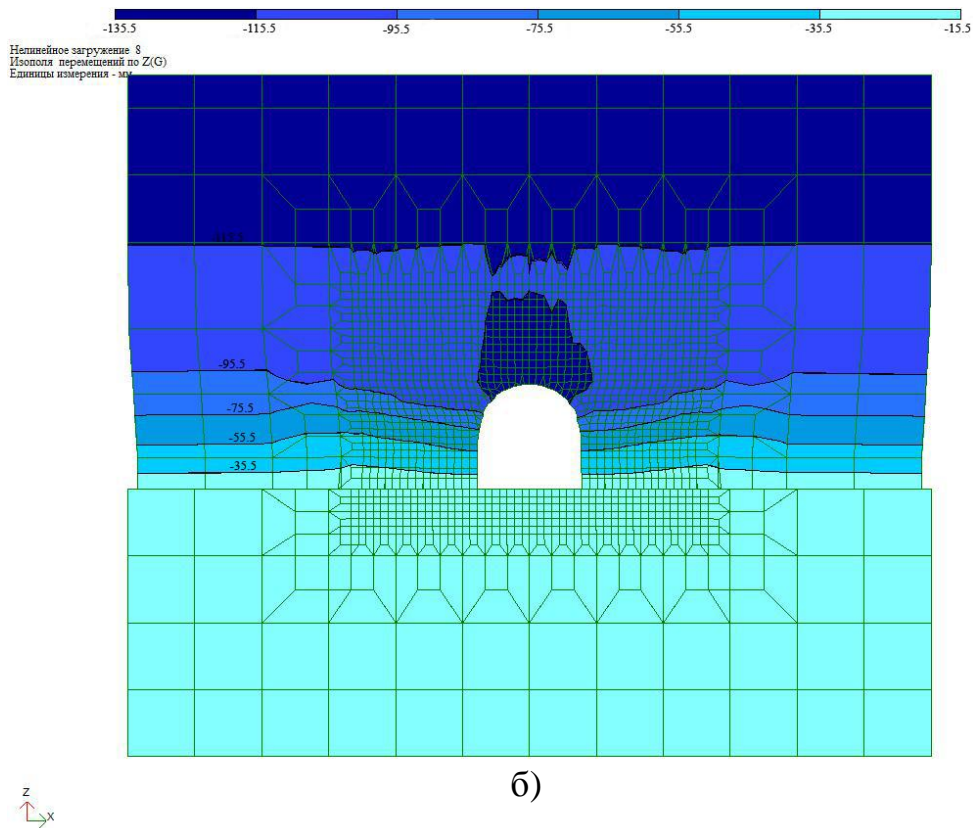
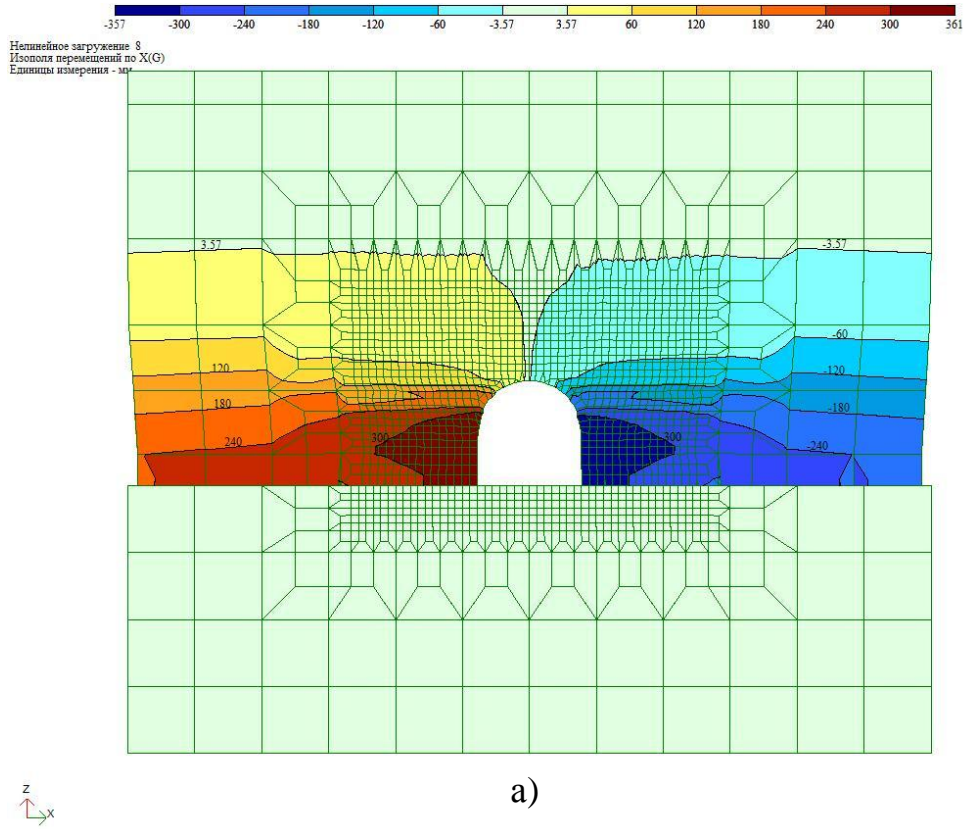


Рисунок 3 – Изополя распределений соответственно горизонтальных (а) и вертикальных (б) перемещений

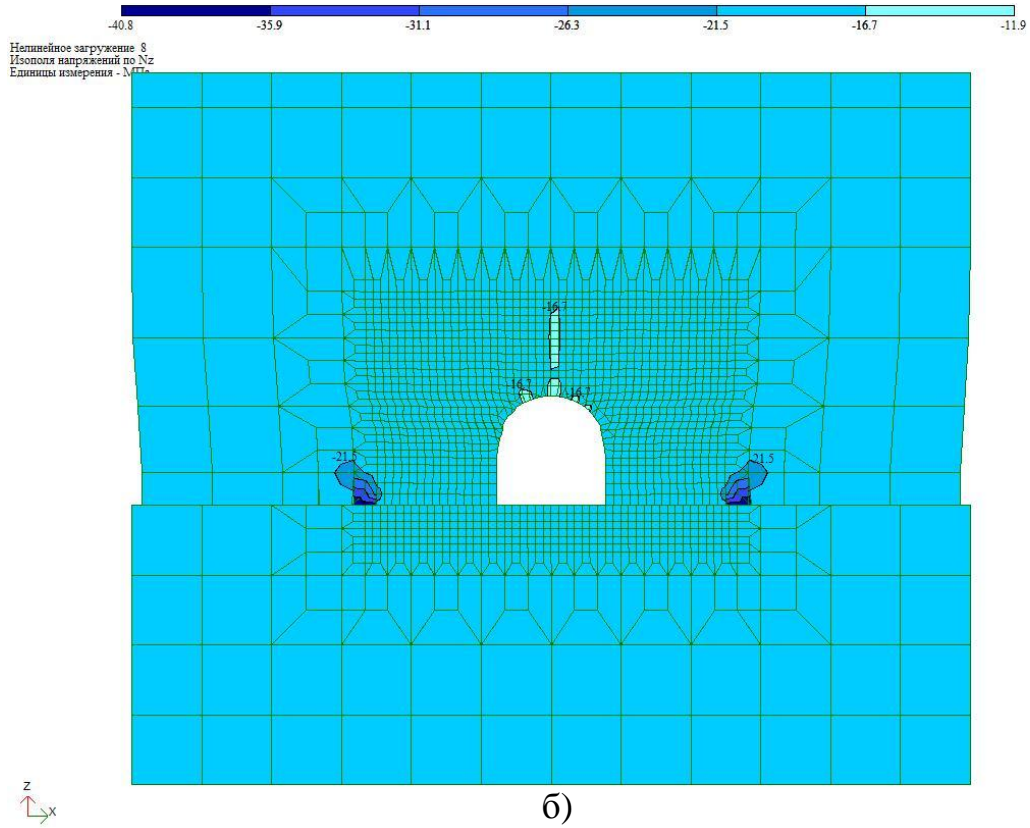
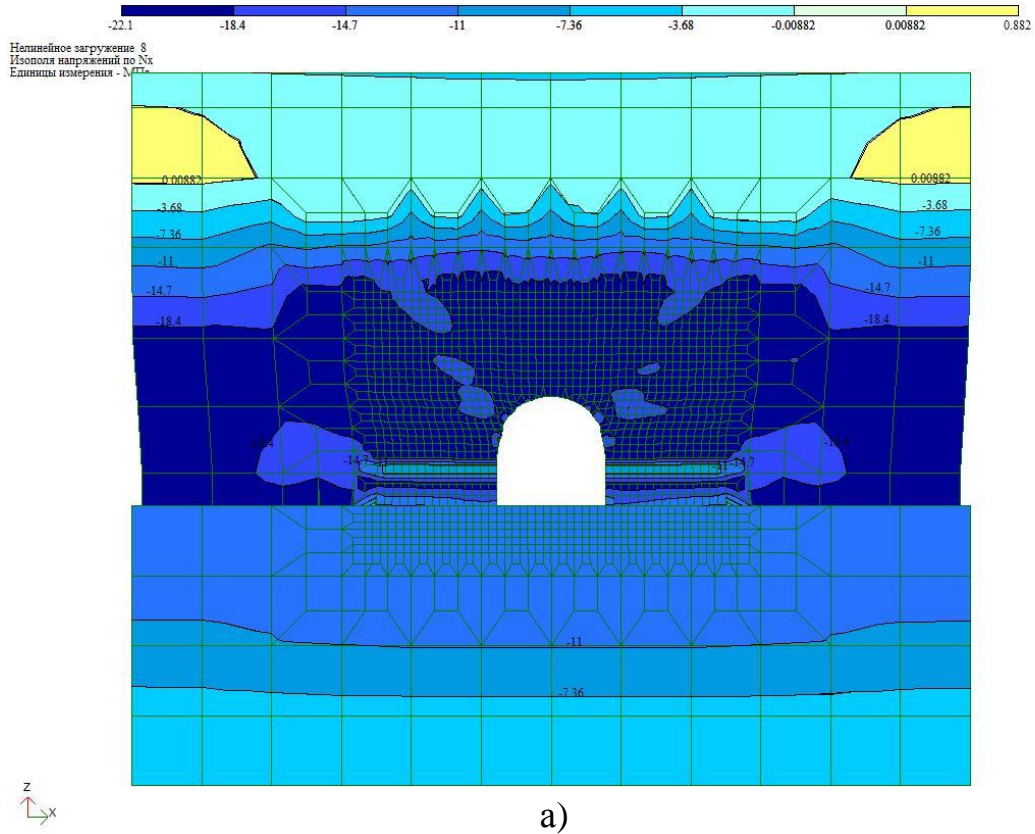


Рисунок 4 – Изополя распределений соответственно горизонтальных (а) и вертикальных (б) напряжений

и постепенно снижаются на высоте 6...7 м. При этом максимальные вертикальные перемещения составляют 135 мм, изополя которых распространяются параллельно напластованию.

При анализе напряжений следует, что вокруг выработки вертикальные напряжения распространены равномерно с максимальными значениями 16,5...21,5 МПа (рис. 4, б). Незначительное снижение их величин наблюдается в кровле выработки. Изополя горизонтальных напряжений с максимальными значениями 18,4...22,1 МПа (рис. 4, а) распространяются от почвы пласта на высоту 6...8 м и замыкаются над выработкой. В боках выработки на уровне мелкодробленого слоя наблюдается снижение напряжений на расстояние 4...6 м вглубь массива.

В результате обработки полученных данных моделирования построен профиль смещения обнаженного выработкой породного контура, представленный на рисунке 5, из которого видно, что преобладающие боковые смещения контура при удалении от подошвы выработки постепенно снижаются.

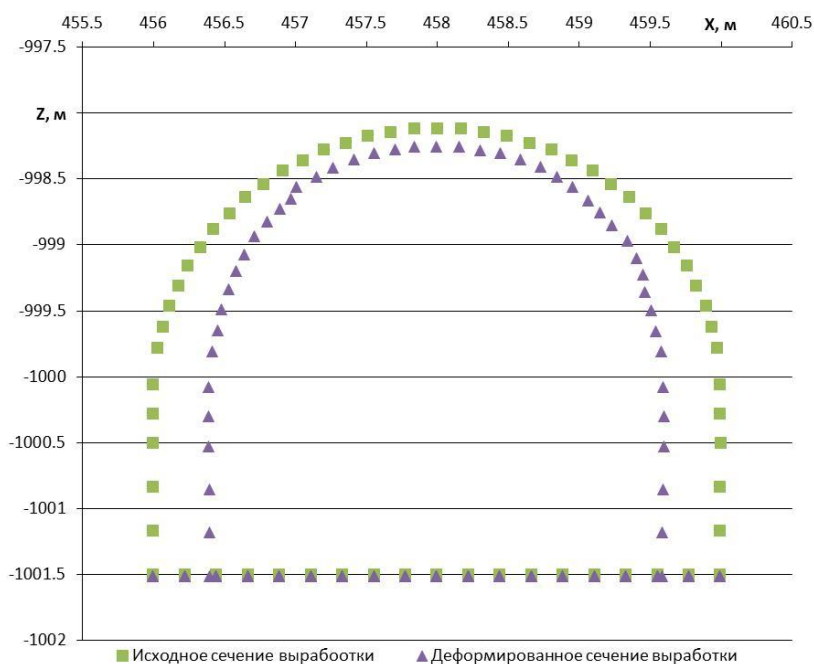
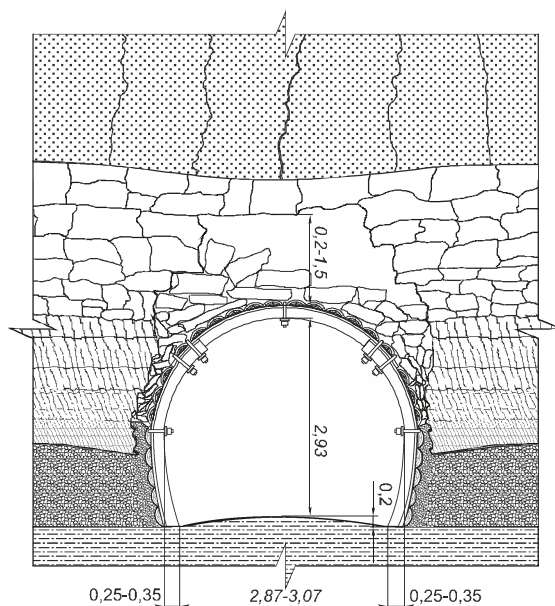


Рисунок 5 – Изменения обнаженного выработкой породного контура после ее сооружения (X и Z – координаты узлов выработки в модели)

При преобладающих горизонтальных напряжениях в кровле, отсутствии горизонтальных перемещений и незначительных вертикальных перемещениях разрушенных пород проявляется эффект торможения за счет их саморасклинивания блокообразующих фракций. Тем самым создаются предпосылки для снижения потери сечения выработки.



а)



б)



в)

Рисунок 6 – Состояние уклона № 3, сооруженного в выработанном пространстве лавы № 1 через 1,75 года: **а** – фотофрагмент общего вида; **б** – схематическая зарисовка уклона в поперечном сечении; **в** – типичные разрывы металлических планок в замковых соединениях арочной крепи (размеры в метрах)

Полученные результаты математического моделирования не противоречат натурным наблюдениям смещений уплотненных пород в вентиляционном уклоне № 3 на участке лавы № 1. В этой выработке на уровне мелкодробленого слоя преобладают горизонтальные смещения, которые приводят к повышенным боковым смещениям стоек арочной крепи и частичным разрывам элементов их замковых соединений (рис. 6).

При сооружении выработки в выработанном пространстве до окончания процесса сдвижения массива при уплотнении пород наблюдаются более интенсивные проявления горного давления. Так в аналогичных уклонах (см. рис. 1) их проведение было начато через 3 мес. после прохода лавы № 9. Это привело в отдельных местах к выдавливанию пород подошвы с образованием характерного гребня ее разлома (рис. 7, а), а также разрыву соединительных элементов крепи и потере сечения выработки (рис. 7, б). По истечению 4 месяцев на более глубоком участке выемки пласта лавой № 9 произведено частичное перекрепление выработки.



Рисунок 7 – Состояние уклона № 3, сооруженного в выработанном пространстве лав № 3 и № 9 через 3 месяца: а и б – гребень поднятия почвы с ее разломом (лава № 3) и разрыва замкового соединения стойки и верхняка арочной крепи (лава № 9)

Проведенные исследования позволили выявить особенности взаимодействия крепи выработок, сооруженных в выработанном пространстве, со смещающимися уплотненными породами подработанного углепородного массива. Проводить эти выработки необходимо после затухания процесса сдвижения массива на контакте с почвой по высоте ранее обрушенных слоев кровли. При их сооружении в зоне активного оседания массива приводит к выдавливанию почвы с ее разломом, а также повышенному сближению оснований стоек. Это в последствии требует поддирки выдавленных пород и замены деформированных крепежных рам.

Выводы.

На основании математического моделирования и натуральных измерений установлено, что в выработках проведенных в выработанном пространстве, после окончания процесса сдвижения и уплотнения подработанного породного массива преобладающими являются боковые смещения. При их проведении до окончания периода смещений следует ожидать выдавливание почвы и потерю сечения, что может привести к частичному или полному ремонту.

Результаты математического моделирования согласуются с натурными измерениями смещений в вентиляционном уклоне № 3. Максимальные боковые смещения составили по натурным замерам 350 мм, результатам моделирования – 387 мм, расхождение в 10 % указывает на удовлетворительную их сходимость.

При расположении выработки в выработанном пространстве ее устойчивости способствует эффект саморасклинивания уплотненных пород, формируемый взаимным самоторможением образованных их кусковато-блочных отдельностей.

Полученные результаты исследований рекомендуется использовать при проектировании поддержания выработок, расположенных в обрушенных и уплотненных породах выработанного пространства.

Библиографический список

1. Зборщик М.П. *Охрана выработок глубоких шахт в выработанном пространстве* / М.П. Зборщик. – К.: Техніка, 1978. – 176 с.
2. Грядущий Ю.Б. *Повышение устойчивости подготавливающих выработок в обрушениях и уплотненных породах зон разгрузки* / Ю.Б. Грядущий, Л.В. Трунов, М.П. Зборщик, В.В. Назимко // Уголь Украины. – 1991. – № 1. – С. 13-15.
3. Борзых А.Ф. *Опыт отработки панели лавами в восходящем порядке* / А.Ф. Борзых, В.Н. Сиидов, С.П. Офицеров // Уголь Украины. – 2008. – № 5. – С. 7-10.
4. Сиидов В.Н. *Влияние ПГД на устойчивость проводимой в выработанном пространстве выработки* / В.Н. Сиидов, В.Н. Григоряк // Уголь Украины. – 2009. – № 7. – С. 10-12.
5. *Технологические схемы разработки пологих пластов на шахтах Украины. КД 12.01.201 – 98.* – Донецк: ДонУГИ, 1998.
6. *Особенности сдвижения пород в окрестности выработок, поддерживаемых в обрушенной и уплотненной толще в зоне влияния очистных работ* / М.П. Зборщик, В.И. Пилюгин, В.А. Новицкий, С.В. Таранченко // Разработка месторождений полезных ископаемых. Межвед. сб. – 1990. – Вып. 87. – С. 40-46.

7. Зборщик М.П. Свойства пород зон разгрузки / М.П. Зборщик, В.В. Назимко // Разработка месторождений полезных ископаемых. Межвед. сб. – 1991. – Вып. 90. – С. 28-36.

8. Борzych А.Ф. Использование пошагового метода математического моделирования Напряженно-деформированного состояния разрушенного в выработанном пространстве породугольного массива / А.Ф. Борzych, В.С. Пупков, В.Н. Сиидов // Проблеми гірського тиску. Збірник наукових праць. – 2010. – Вып. 18. – С. 57-72.

9. Сиидов В.Н. Модуль деформации и коэффициент бокового распора разрушенных горных пород / В.Н. Сиидов, В.С. Пупков // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – 2011. – Вып. 34. – С. 81-88.

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

Фомин В.О.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИУСТЬЕВОЙ ЗОНЫ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА

На базі конкретних шахтних умов методом кінцевих елементів проведено моделювання НДС приустьевої зони вертикального ствола. Установлено очікувані величини вертикальних і горизонтальних напруг і зсувів, а також характер їхнього розподілу навколо цієї зони. Визначено передумови використання наносів у якості опорного геоматеріала для спорудження надійних конструкцій ізолюючих від земної поверхні перекриттів.

Ключові слова: устя ствола, геоматеріал, математична модель, напруга, стійкість.

На базе конкретных шахтных условий методом конечных элементов проведено моделирование НДС приустьевой зоны вертикального ствола. Установлены ожидаемые величины вертикальных и горизонтальных напряжений и смещений, а также характер их распределения вокруг этой зоны. Определены предпосылки использования наносов в качестве опорного геоматериала для сооружения надежных конструкций изолирующих от земной поверхности перекрытий.

Ключевые слова: устье ствола, геоматериал, математическая модель, напряжение, устойчивость.

Содержание в устойчивом состоянии приустьевой зоны вертикального ствола, имеющего выход на земную поверхность, во многом зависит от потенциальной способности длительного сохранения в равновесии системы «крепь – геоматериал». Как правило, бетонная крепь в верхней части ствола находится в весьма низкопрочностных массивах, которые представлены наносами и сильно выветренными породами.

Взаимодействие крепи ствола по продолжительности этапов его существования следует условно разделить на следующие периоды, связанные с соответствующими затратами времени: непродолжительный (4...8 лет) – на сооружение ствола, которое зависит в основном от глубины, диаметра и скорости проведения ствола; продолжительный (50...120 лет) – эксплуатацию шахты или ее блока; неопределенный

(5...30 лет) – поддержание ствола до его ликвидации, связанное с составлением проекта и ожиданием его реализации; краткосрочный (1...5 лет) – изоляцию ствола от земной поверхности и бесконечный (неограниченный во времени) – сохранение устья ствола после его ликвидации без образования провалов.

Вертикальные стволы на момент их ликвидации при закрытии шахт Украинского Донбасса, в большинстве случаев сохраняют свою устойчивость. Однако за неограниченный по продолжительности период трудно предвидеть сохранность их устьев. Если послеэксплуатационный этап можно сократить до минимума (2...4 года), то неограниченный во времени период, что подтверждается на практике, неуправляем [1]. Опосредованно продлить его на более продолжительный срок возможно только за счет применения высоконадежных способов и средств изоляции ствола от земной поверхности.

Проблема надежного обеспечения продолжительной устойчивой изоляции от земной поверхности ликвидируемых вертикальных стволов сооружений, выдвигает необходимость решения ряда актуальных вопросов, одним из которых является установление напряженно-деформированного состояния весьма слабых пород в приустьевой зоне, как наиболее подвижной части массива, находящейся в силовом взаимодействии с изолирующим сооружением после ликвидации ствола.

Цель исследования – на базе конкретных исходных условий методом математического моделирования установить характер и величины распределения напряжений и смещений геоматериала, удерживаемого крепью в приустьевой зоне вертикального ствола. Сформулированы следующие задачи:

- провести анализ исходных условий заложения вертикального ствола, подлежащего ликвидации;
- разработать математическую модель напряженно-деформируемого состояния пород в приустьевой зоне ствола;
- определить возможность использования приустьевой зоны, как естественной опорной среды для перекрытия, обеспечивающего надежную продолжительную изоляцию от земной поверхности ствола после его ликвидации.

В качестве объекта исследования принята приустьевая зона вспомогательного ствола № 8 шахты «Украина» ГП «ОД «Луганскуглереструктуризация», пройденного за период с 1980 по 1984 г., глубиной 724 м, диаметром в свету 6,0 м, с бетонной крепью, толщиной 0,8 ... 1,0 м. При разработке математической модели методом конечных элементов (МКЭ) [2] использованы фактические условия заложения устья ствола (рис. 1) и прочностные характеристики вмещающих его пород (табл.).

На первом этапе моделирования с использованием физически нелинейных треугольных и четырехугольных конечных элементов плоской задачи построена геометрическая схема приустьевого околоствольного массива с учетом мощностей, углов напластования и типов породных слоев, пересекаемых вертикальным стволом, диаметром в черне 7,6 м и толщиной крепи 0,8 ... 1,0 м.

Высота модели принята 10 м, исходя из суммарной мощности наносов и выветренного известняка в пределах приустьевой зоны вертикального ствола, а ширина 32,8 м – с учетом рекомендаций [3]. Для повышенной точности расчета смещений и напряжений пород и крепи триангуляция контуров модели выполнялась с шагом 0,1 м.

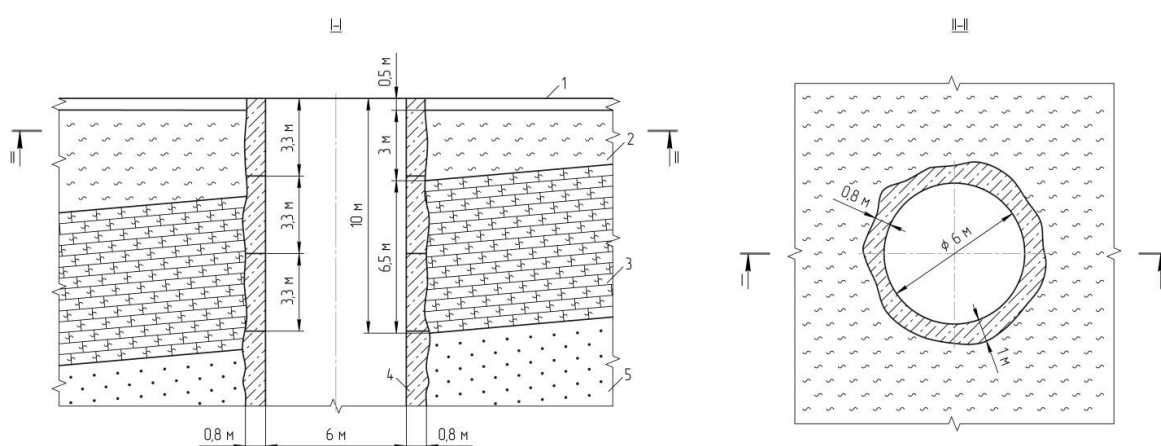


Рисунок 1 – Строение пород в сечениях приустьевой зоны ствола № 8 соответственно продольном (I-I) и поперечном (II-II): 1 – шлак доменный; 2 – почвенный слой; 3 – выветренный, весьма трещиноватый известняк; 4 – крепь бетонная; 5 – коренные породы (песчаник)

На последующих этапах заданы граничные условия, для чего узлы нижней грани модели были закреплены по направлениям осей x и z , а узлы крайней левой и крайней правой граней – по оси x . Сформированы четыре типа жесткости по их назначениям, соответствующим элементам расчетной схемы с семью загрузками. При этом в качестве нагрузки использован только собственный вес пород и бетона приустьевой зоны вертикального ствола. С помощью системы «Монтаж», входящей в состав ПК Лири 9.4, смоделировано состояние породного массива приустьевой зоны во время сооружения вертикального ствола. На заключительном шестом этапе осуществлено нагружение семи нелинейных задач конечно-элементной модели для их решения.

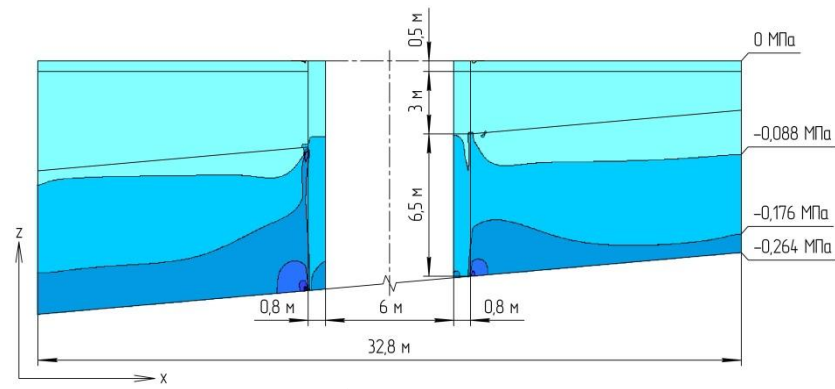
Таблица – Прочностные характеристики геоматериала и крепи в приустьевой зоне ствола

Прочностная характеристика	Количественное значение параметра			
	геоматериала			крепи
наименование параметра и единицы его измерения	доменный шлак	почвенный слой	выветренный известняк	бетон класса В30
Модуль деформации по ветви первичного нагружения, МПа	8	20	6000	32460
Сцепление, МПа	0,001	0,00275	14	–
Предельное напряжение при растяжении, МПа	0,0001	0,001	8,5	1,2
Коэффициент Пуассона	0,3	0,3	0,27	0,2
Объемный вес, Н/м ³	16200	16000	24400	25000
Коэффициент перехода к модулю деформации по ветви вторичного нагружения	1	1	1	–
Угол внутреннего трения, град.	35	30	27	–
Угол падения слоев пород, град.	0	5	5	–

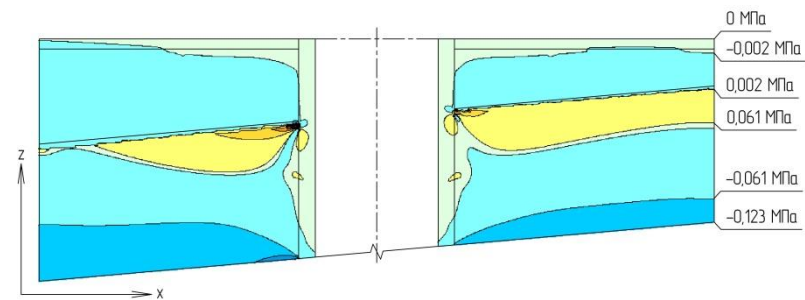
Графическая интерпретация результатов представлена на рис. 2: вертикальных и горизонтальных напряжений, соответственно на рисунках 2, а и 2, б; вертикальных и горизонтальных смещений – рисунках 2, в и рис. 2. г.

Результаты расчета показали, что на контуре приустьевой зоны вертикального ствола в массиве происходят образования вертикальных сжимающих напряжений величиной, не превышающих 0,26 МПа, горизонтальных сжимающих и растягивающих – соответственно до 0,12 МПа и 0,06 МПа. Все указанные напряжения не превышают прочностей, пересекаемых приустьевой зоной ствола пород. Крепь устья ствола испытывает в основном сжимающие напряжения, а на границе слоев – почвенного и выветренного известняка – растягивающие напряжения.

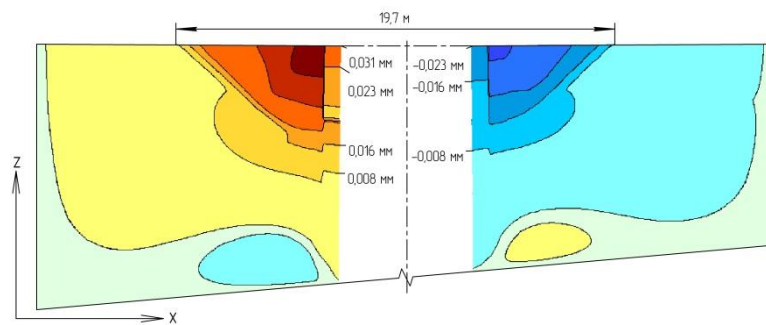
Предельное сопротивление при растяжении бетона (см. табл.), в 20 раз выше максимального по величине растягивающего напряжения. Предельное сопротивление бетона при одноосном сжатии (см. табл.), в 60 раз больше максимального по величине сжимающего напряжения. Максимальные горизонтальное (см. рис. 2, г) и вертикальное (см. рис. 2, в) смещения крепи устья наблюдаются в районе земной поверхности и составляют соответственно 0,03 мм и 0,025 мм.



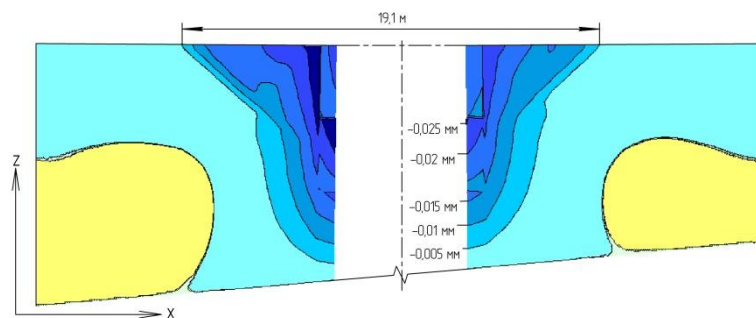
а)



б)



в)



г)

Рисунок 2 – Графическая интерпретация результатов моделирования НДС и смещений породного массива с крепью в приустьевой зоне вертикального ствола: а и б – вертикальных и горизонтальных напряжений; в и г – вертикальных и горизонтальных смещений

Натурные наблюдения состояния крепи приустьевой зоны ствола на глубине 9,9 м подтверждают результаты расчетов, полученные моделированием (рис. 3). Видимые деформации крепи на данном участке, кроме контактных швов, образованных при передвижке секционной опалубки после затвердевания бетонной смеси через 3,3 м, не установлены, если не считать обнаруженных отдельных признаков коррозии бетона.



Рисунок 3 – Фотофрагмент состояния бетонной крепи: 1 – бетон; 2 – контактный шов; 3 – следы коррозии бетона

Дополнительно произведено моделирование массива в приустьевой зоне до возведения в ней крепи. Так как этот технологический этап сооружения ствола является определяющим с точки зрения обеспечения устойчивости его приустьевой зоны без крепи, обеспечивающей при его ликвидации надежную изоляцию от земной поверхности [1]. Графическая интерпретация по результатам расчетов горизонтальных и вертикальных смещений при естественном обнажении, представлены на рис. 4. На эти смещения, несмотря на незначительную величину угла наклона приустьевых слоев пород (5°), последний оказывает влияние на характер и величину смещений этих слоев, по падению и восстанию: соответственно, горизонтальные 12...1145 мм, и вертикальные 11 ... 1167 мм; вертикальные 1752 ... 11 мм и горизонтальные 2130 ... 11 мм. Горизонтальные и вертикальные смещения геоматериала наносов, позволили установить их граничные зоны, которые составляют 17800 мм и 17700 мм (см. рис.4). Определение этих граничных зон способствует выбору конструкции перекрытия устья вертикального ствола при его ликвидации.

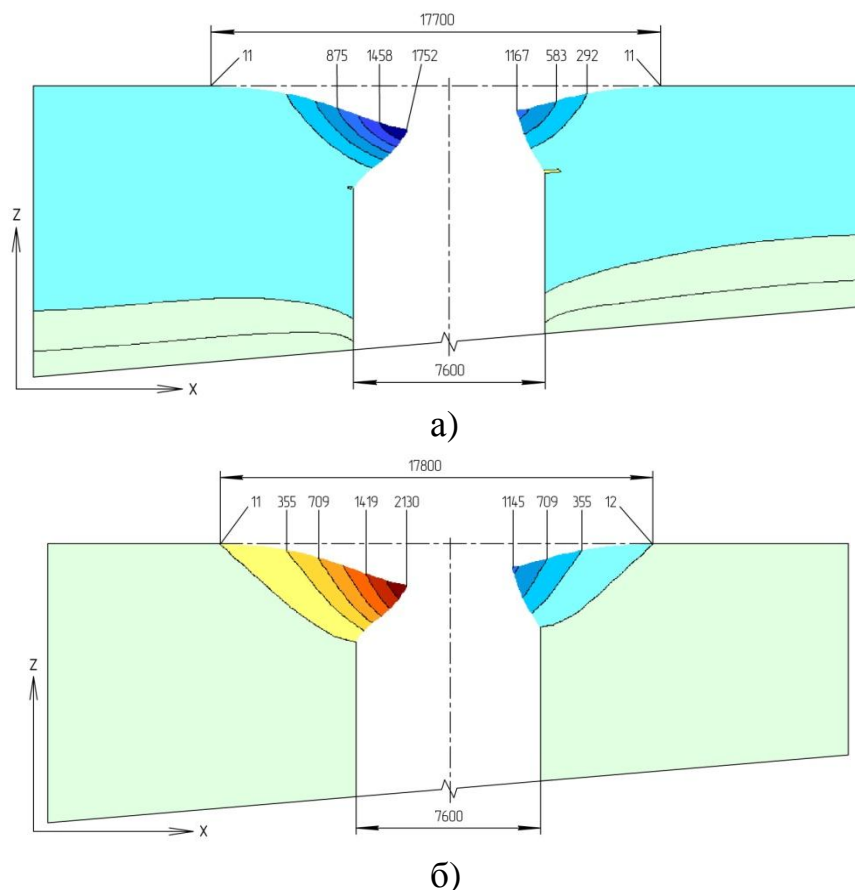


Рисунок 4 – Графическая интерпретация результатов моделирования смещений пород приустьевого околоствольного породного массива:
а – вертикальных; б – горизонтальных (размеры в миллиметрах)

Выводы.

Разработана математическая модель с применением МКЭ на основании которой получены результаты напряжений и смещений элементов, составляющих систему «крепь – геоматериал приустьевой зоны». Определены величины напряжений и смещений пород с крепью в приустьевой зоне при эксплуатации ствола. Установлены предельные границы зон ожидаемых максимальных и минимальных смещений при сооружении ствола, относительно его оси. Данную методику рекомендуется применять при расчете напряжений, смещений пород и крепи при строительстве и ликвидации стволов.

Библиографический список

1. Фомин В.О. Потенциально опасные зоны провалов на поверхности вокруг ликвидированных стволов / В.О. Фомин // Уголь Украины. – 2011. – №8. – С. 17-21.
2. Лира ® 9.4. Примеры расчета и проектирования: учеб. пособие / Борисов В.Е., Гензерский Ю.В., Гераймович Ю.Д. и др. – К.: ФАКТ, 2008. – 280 с.
3. Методические указания по исследованию горного давления на угольных и сланцевых шахтах. ВНИИМ. – Л.: Министерство угольной промышленности СССР, 1973. – 102 с.

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

МЕТАЛУРГИЯ

*д.т.н. Петрушов С.Н.,
к.т.н. Дорофеев В.Н.,
к.т.н. Лебедев В.А.,
Толстиков С.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА МЕТАЛЛОШИХТЫ НА ПОКАЗАТЕЛИ РАБОТЫ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Узагальнені результати теоретичних і експериментальних досліджень використання агломерату та окатишів, а також конвертерного шлаку при виробництві чавуну. Запропоновані заходи щодо підвищення ефективності роботи доменних печей на підприємстві.

***Ключові слова:** Агломерат, окатиші, доменная шихта, ефективність роботи доменних печей.*

Обобщены результаты теоретических и экспериментальных исследований использования агломерата и окатышей, а также конвертерного шлака при производстве чугуна. Предложены мероприятия по повышению эффективности работы доменных печей на предприятии.

***Ключевые слова:** Агломерат, окатыши, доменная шихта, эффективность работы доменных печей.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Известно, что от качества используемых при производстве чугуна шихтовых материалов существенно зависит результат работы металлургического предприятия в целом. В то же время обострилась проблема с накоплением отходов производства, которые можно использовать повторно.

Анализ исследований и публикаций.

Основными видами железорудного сырья доменных печей являются агломерат и окатыши. Единого мнения о том, какой же материал и в каком случае предпочтительнее использовать, до настоящего времени нет. Как отмечает большинство авторов публикаций, посвященных этому вопросу, оба материала имеют как преимущества, так и недостатки.

Эффективность использования агломерата и окатышей зависит от уровня их качества. В первую очередь, это содержание железа, основность пустой породы, прочность в холодном и горячем состоянии и, соответственно, содержание мелочи (<5 мм).

Справедливо отмечается, что основным преимуществом окатышей перед агломератом является прочность в холодном состоянии, позволяющая хранить и транспортировать их на большие расстояния. В окатышах, загружаемых в доменную печь, содержится меньше мелочи в тоже время заметно выше содержание железа.

Однако меньшая окисленность и большее количество связки в агломерате обеспечивают его более высокую прочность при восстановлении. Поэтому агломерат по сравнению с окатышами дает меньше мелочи при восстановлении в доменной печи. Таким образом, содержание мелочи в шахте печи при использовании агломерата и окатышей выравнивается. Эффективность плавки на окатышах несколько снижается из-за того, что при их восстановлении образуется большее по сравнению с агломератом количество пылеватой фракции, снижающей газопроницаемость слоя в шахте печи. Поэтому более высокое содержание железа в окатышах используется в печи менее эффективно, чем можно было ожидать. Повышение содержания железа в окатышах на 1% приводит к росту производительности и снижению расхода кокса на 1-1,5% вместо 1,5-2,5% при проплавке агломерата.

Актуальным в настоящее время становится использование при производстве чугуна вторичного сырья, которым, в частности, является конвертерный шлак. Ценность конвертерного шлака определяется тем, что он содержит 15-20 % железа, а также известь, приводящую к повышению основности до 2 и более.

Постановка задачи.

Таким образом, для металлургических комбинатов является важной задачей определение оптимального состава доменной шихты, позволяющей улучшить технико-экономические показатели доменной плавки, основными из которых являются удельный расход кокса и производительность в номинальные сутки.

Анализ влияния технологических факторов на результаты доменной плавки усложняется в связи с большим количеством параметров и причинно-следственных связей между ними.

Изложение материала и его результаты.

Как известно, корреляционно-регрессионный анализ далеко не всегда позволяет определить причинно-следственные связи между отдельными параметрами процесса. Наличие высокого коэффициента корреляции может свидетельствовать о трех ситуациях. Первая заключается в том, что между исследуемыми параметрами действительно существует функционально обусловленная связь. Так, чем меньше содержание мелочи в доменной шихте, тем выше производительность печи за счет более высокой газопроницаемости слоя. Или же, чем больше выход

шлака, тем больше удельный расход кокса вследствие необходимости в дополнительной затрате тепла на его проплавление.

Вторая ситуация может отражать результат управленческого воздействия на процесс в соответствии с технологическими инструкциями, личным опытом технолога и т.п. Например, если доля окатышей в шихте возрастает, то основность агломерата тоже может увеличиваться для офлюсования кислой пустой породы окатышей. Такая зависимость может иметь место, а может и отсутствовать в зависимости от действий руководства цеха. Аналогично, повышение газопроницаемости слоя шихты в результате влияния различных факторов можно либо сопровождать ростом форсировки доменной плавки и производительности печи, а можно этого не делать, оставляя количество дутья и производительность на прежнем уровне.

Третий вариант состоит в том, что совершенно не связанные между собой параметры в результате случайного совпадения изменялись определенным образом либо в одну сторону, либо в противоположные, в результате воздействия различных причин, которые не контролировались в ходе исследований.

В то же время, отсутствие корреляции (значение коэффициента приблизительно равно нулю) не обязательно свидетельствует о том, что параметры не оказывают взаимовлияния друг на друга. Дело в том, что результаты экспериментов (как активных, так и пассивных) обычно представлены в виде временных рядов. И в случае, когда имеет место одновременное противоположное влияние двух и более факторов на один параметр, оно может нивелировать друг друга, и корреляционный анализ не даст возможности выявить это влияние для каждой из причин.

Из сказанного выше необходимо иметь в виду, что причинно-следственный анализ обязательно должен предшествовать корреляционно-регрессионному анализу для того, чтобы обеспечить достоверность выводов.

В настоящем исследовании выполнен комплексный анализ взаимосвязей между характеристиками шихты и основными показателями доменной плавки. Исследования базируются на фактических результатах работы доменной печи за достаточно стабильный период работы в течение двух месяцев. Сказанное подтверждается тем, что среднеквадратичное отклонение суточной производительности составило 28,7 при среднем значении 3146 т чугуна в сутки.

За исследуемый период заметно изменялся состав доменной шихты, а именно расходы агломерата, окатышей, известняка и конвертерного шлака. Это позволило исследовать влияние состава шихты на эффективность работы доменной печи.

В качестве основной характеристики выбрано отношение суточных расходов агломерата и окатышей (А/О) для одной из доменных печей Енакиевского металлургического завода. Корреляционные связи этого отношения с различными параметрами за исследуемый период представлены на рисунке 1 и на рисунке 2.

Как видно из приведенных графиков, производительность $\Pi_{\text{сут}}$ практически не зависит от соотношения доли агломерата и окатышей в шихте. Коэффициент корреляции по данным работы за двухмесячный период составил примерно +0,1. Это говорит о том, что замена агломерата окатышами в условиях данного предприятия не приводит к росту производительности из-за большего содержания железа в окатышах, как следовало бы ожидать. Объяснить такое положение можно тем, что для офлюсования кислой пустой породы окатышей, состоящей в основном из кремнезема, использовали нежелательное увеличение расхода сырого известняка $G_{\text{и}}$, о чем свидетельствует высокая отрицательная его корреляция с отношением А/О (-0,8). В то же время, основность производимого агломерата практически не была увязана с долей окатышей в шихте, чего желательным было бы осуществлять. Этим мероприятием можно было бы уменьшить необходимый для поддержания основности шлака расход сырого известняка в доменную шихту и снизить расход кокса, вносящего основную часть затрат при производстве чугуна.

Расход кокса при снижении доли проплавленных окатышей несколько уменьшается (коэффициент корреляции -0,49). Связано это в основном с тем же фактором увеличения расхода сырого известняка. На рисунке 3 приведены графики отрицательного влияния увеличения расхода известняка на производительность печи и удельный расход кокса (с коэффициентами корреляции соответственно -0,58 и +0,62).

Основность агломерата заметно увеличилась лишь при снижении величины отношения А/О в шихте до уровня 1, что соответствует равенству расходов агломерата и окатышей. В целом увеличение составило 0,07 с 1,16 до 1,23. Расход сырого известняка за тот же период увеличился со 187 до 458, то есть, на 271 кг на тонну чугуна, что не могло не сказаться на ухудшении показателей доменной плавки.

Следует отметить, что при увеличении доли агломерата существенно возрастает выход шлака. Так, изменение доли агломерата в смеси с окатышами с 50 до 80% приводит к увеличению выхода шлака с 370 до 400 кг на тонну чугуна. Тем не менее, к заметным отрицательным последствиям этот факт практически не приводит.

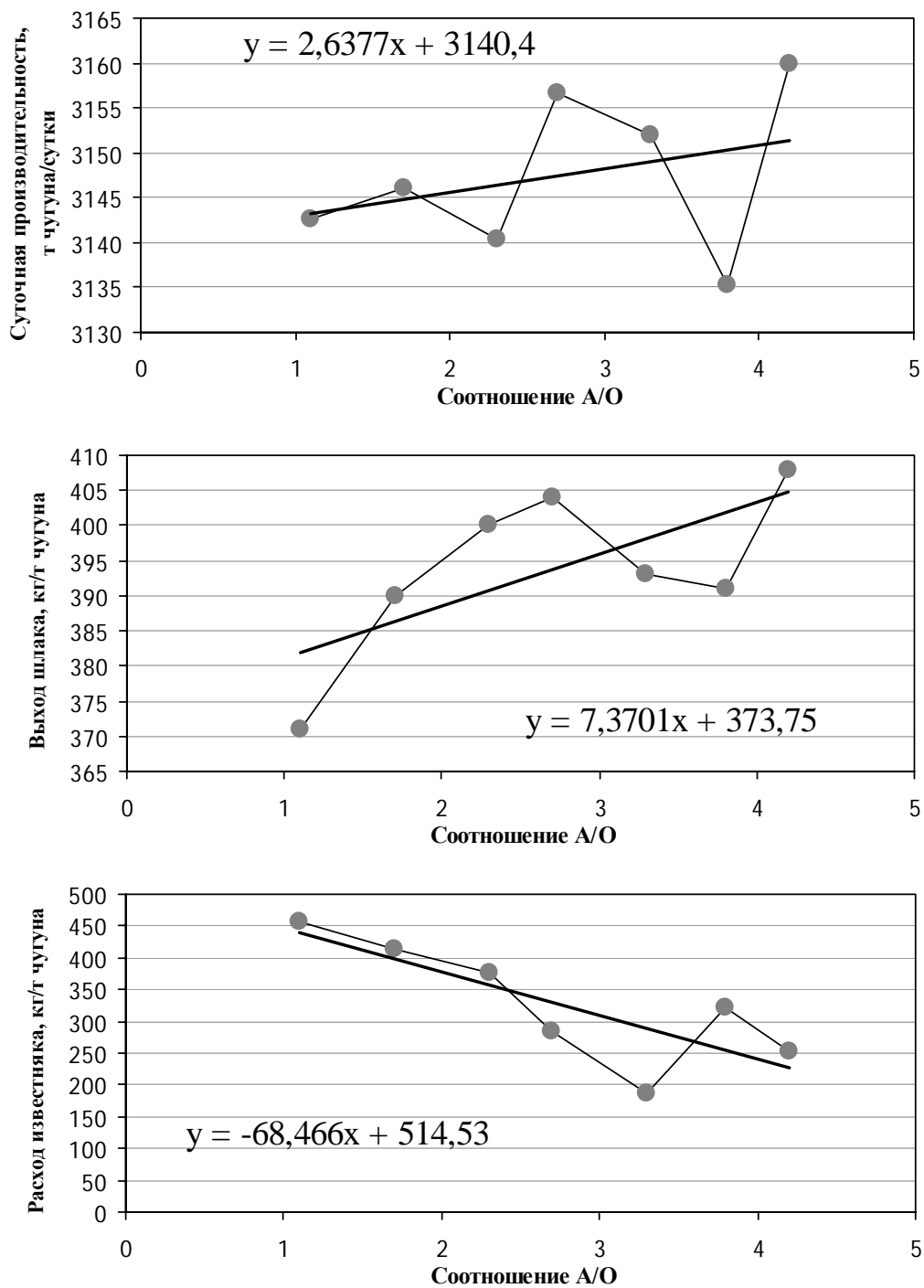


Рисунок 1 – Влияние отношения расходов агломерата и окатышей (A/O) на производительность ($\Pi_{сут}$), выход шлака ($U_{шл}$) и расходы известняка ($G_{и}$)

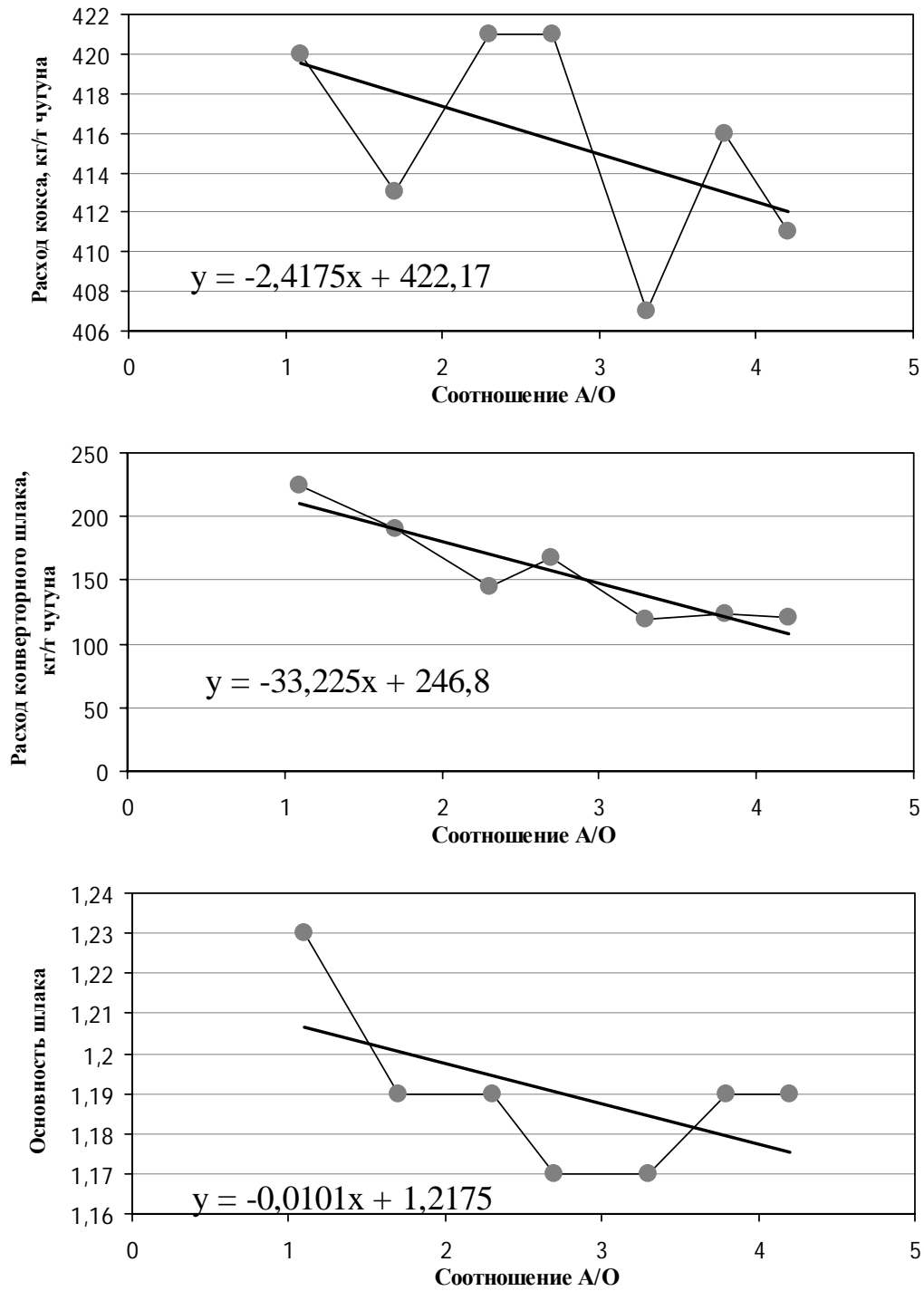


Рисунок 2 – Влияние отношения расходов агломерата и окатышей (A/O) на расход кокса (K), основность агломерата (B_a) и конвертерного шлака ($G_{кш}$)

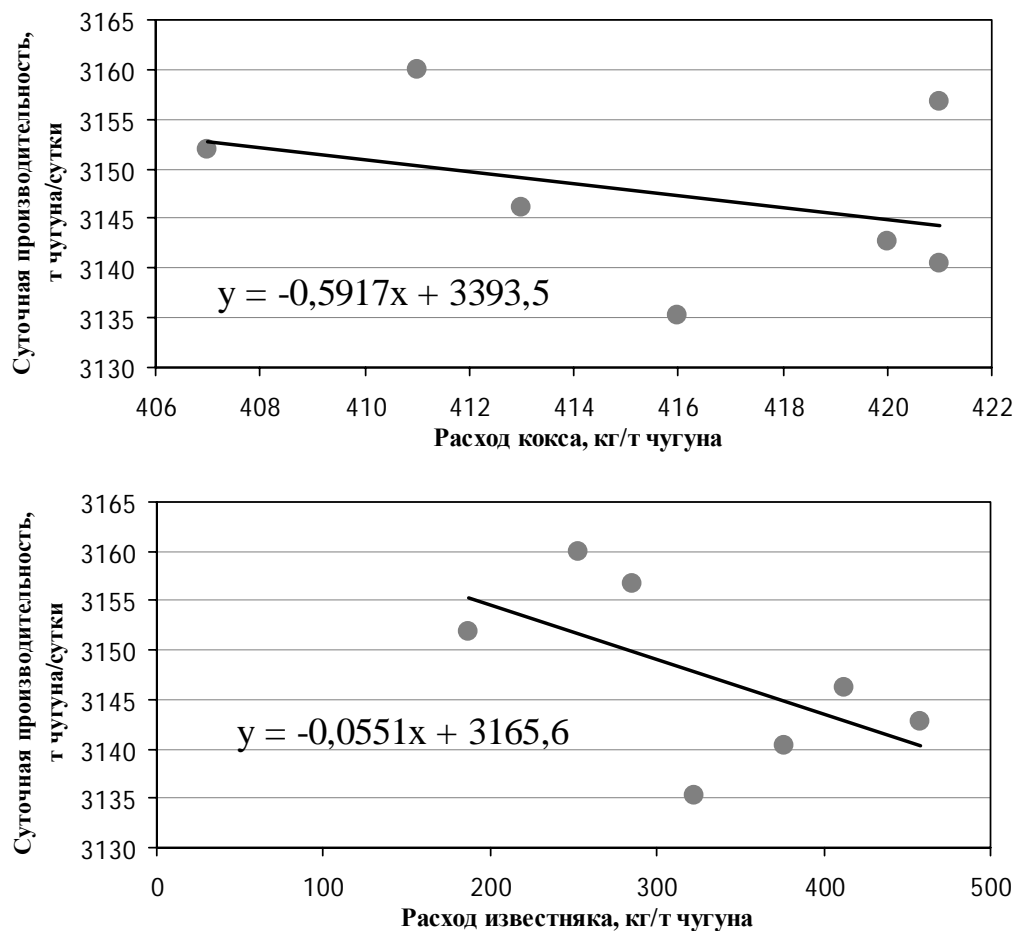


Рисунок 3 – Зависимость суточной производительности $P_{сут}$ и удельного расхода кокса K от расхода известняка $G_{и}$

В качестве заменителя флюсов, содержащего также и железо в количестве около 19%, на предприятии использовался конвертерный шлак. Его расход изменялся со 120 до 225 кг на тонну чугуна при увеличении расхода окатышей. Положительная корреляция между расходами конвертерного шлака и кокса (+0,5) объясняется тем, что увеличение расхода окатышей сопровождалось одновременным увеличением расходов как конвертерного шлака, так и сырого известняка. Причиной же увеличения расхода кокса явился именно известняк. В соответствии со справочными данными [1], каждые 10 кг известняка приводят к увеличению расхода кокса на 0,5%. Для исследуемого периода в целом перерасход кокса должен был составить примерно 10%, что соответствует 40 кг на тонну чугуна. Фактически увеличение расхода кокса составило лишь 12 кг, что является следствием повышения содержания железа в шихте, использование конвертерного шлака и других факторов.

Выводы.

На основании изложенного, можно сделать следующие выводы и рекомендации по усовершенствованию производства чугуна путем оптимизации состава доменной шихты.

Увеличивать долю окатышей выше 30% в смеси с агломератом нецелесообразно. В связи с тем, что агломерат в отличие от окатышей имеет более подготовленный к шлакообразованию минералогический состав и не требует дополнительного ввода флюса.

При необходимости увеличения расхода окатышей предпочтительнее сопровождать его повышением основности агломерата, а не дополнительным количеством известняка.

Количество сырого известняка в шихте должно быть минимально необходимым для обеспечения регулирования основности шлака и составлять не более 100 кг на тонну чугуна.

Использование конвертерного шлака в доменной шихте в количестве до 200 кг на тонну чугуна позволяет заметно улучшить показатели работы печи за счет дополнительного внесения таких составляющих, как железо и известь. В результате снижается расход сырого известняка, экономится кокс и повышается производительность печи.

Библиографический список

1. Волков Ю.П. *Технолог-доменщик: справочное и методическое руководство* / Волков Ю.П., Шпарбер Л.Я., Гусаров. А.К. – М.: Металлургия, 1986. –263 с.

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

д.т.н. Сафонов В.М.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина, *wmsafonov@gmail.com*),
д.т.н. Смирнов А.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина, *smirnov@telenet.dn.ua*),
Проскуренко Д.В.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина, *proskurenko2008@yandex.ru*),

ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЗМА ВТОРИЧНОГО ОКИСЛЕНИЯ АЛЮМИНИЯ В АГРЕГАТЕ КОВШ-ПЕЧЬ

Згідно з отриманими результатами швидкість вторинного окислення розчиненого в сталі алюмінію від інтенсивності продувки у 300-т сталерозливному ковші різко підвищується із підвищенням витрати газу вище 0,6 - 0,75 м³/хв. Результати дозволили уточнити механізм вторинного окислення алюмінію, що має практичне значення для управління цим процесом на АКП.

Ключові слова: *ківш-піч, продувка, алюміній, механізм вторинного окислення, міжфазна межа «шлак-метал».*

Согласно полученным результатам скорость вторичного окисления растворенного в стали алюминия от интенсивности продувки в 300-т сталеразливочном ковше, резко увеличивается с увеличением расхода газа выше 0,6 - 0,75 м³/мин. Результаты позволили уточнить механизм вторичного окисления алюминия, что имеет практическое значение для управления этим процессом на АКП.

Ключевые слова: *ковш-печь, продувка, алюминий, механизм вторичного окисления, межфазная граница «шлак-метал».*

Важная задача внепечной обработки на агрегате ковш-печь (АКП) – получить жидкую сталь с низким содержанием неметаллических включений (НВ), присутствие которых в готовом изделии отрицательно влияет на прочностные его свойства. Удаление НВ из расплава естественным путем сильно зависит от их морфологии, особенно при всплывании мелких (менее 20 мкм) частиц оксида алюминия дендритной структуры.

Морфология включений оксида алюминия зависит от степени перенасыщения расплава σ , которая в случае гомогенного зарождения в ванне ковша выражается уравнением (1) [1]

$$\sigma = \frac{-RT \ln(a_{[O]}^3 \cdot a_{[Al]}^2) + \Delta G_{Al_2O_3}^0}{\Delta G_{Al_2O_3}^0}, \quad (1)$$

где R – универсальная газовая постоянная;

T – абсолютная температура;

$a_{[O]}$ и $a_{[Al]}$ – активность кислорода и алюминия в жидкой стали;

$\Delta G_{Al_2O_3}^0$ – изменение энергии Гиббса при образовании оксида алюминия (для стандартного состояния).

Из выражения (1) можно полагать, что при повторной присадке алюминия в ковш, для компенсации его потерь (угара) произойдет локальное увеличение степени перенасыщения расплава с образованием НВ дендритной формы. Поэтому важно не допускать чрезмерного вторичного его окисления.

По результатам исследований [2, 3] известно, что скорость вторичного окисления алюминия тем выше, чем больше его концентрация в металле и окисленность шлака. В случае перемешивания фронт вторичного его окисления расположен вдоль межфазных границ со шлаком, атмосферой рабочего пространства и футеровкой АКП. Поэтому важно знать влияние интенсивности перемешивания расплава на кинетику вторичного окисления, содержащегося в нем алюминия, с целью выбора оптимального режима продувки расплава в ковше.

Выбор оптимального режима продувки для минимальной скорости угара, рационально осуществлять на основании механизма процесса. Согласно исследованию [4], механизм окисления состоит из следующих последовательных стадий: подвод кислорода к металлическому расплаву; его дальнейший массоперенос в расплав через границу раздела фаз; химическое взаимодействие; рост оксидной фазы (кристаллический рост и/или агломерация); дальнейшая агломерация в макровключения. Однако, представленный механизм не определяет роль перемешивания в этом процессе.

Основной целью исследования было определить зависимость скорости вторичного окисления алюминия на АКП от интенсивности продувки, содержания растворенного в стали раскислителя и степени окисленности шлака.

Достижение поставленной цели осуществляли в промышленных условиях кислородно-конвертерного цеха в отделении внепечной обработки стали на 300-т АКП ПАО «Алчевский металлургический комбинат». Ванна металла в ковше высотой 4,74 м и верхним диаметром 3,81 м перемешивалась агроном. Инертный газ вдувался двумя донными продувочными устройствами общим расходом от 0,2 до 1,2 м³/мин.

Толщина шлакового слоя в ковше составляла около 80 - 100 мм, что соответствует количеству шлака – 3,5 - 4 т. Температура ванны расплава находилась в пределах 1550 - 1580°С.

Сущность методики состояла в том, чтобы при определенных значениях расхода инертного газа, по данным химического анализа проб металла, определить количество окисляющегося в стали алюминия в течение определенного интервала времени. Отношение разности содержания алюминия между отбираемыми пробами металла к интервалу времени между ними было положено в основу расчета скорости его вторичного окисления. Средний химический состав проб металла представлен в таблице 1, а шлака в таблице 2.

Таблица 1 – Средний химический состав проб металла

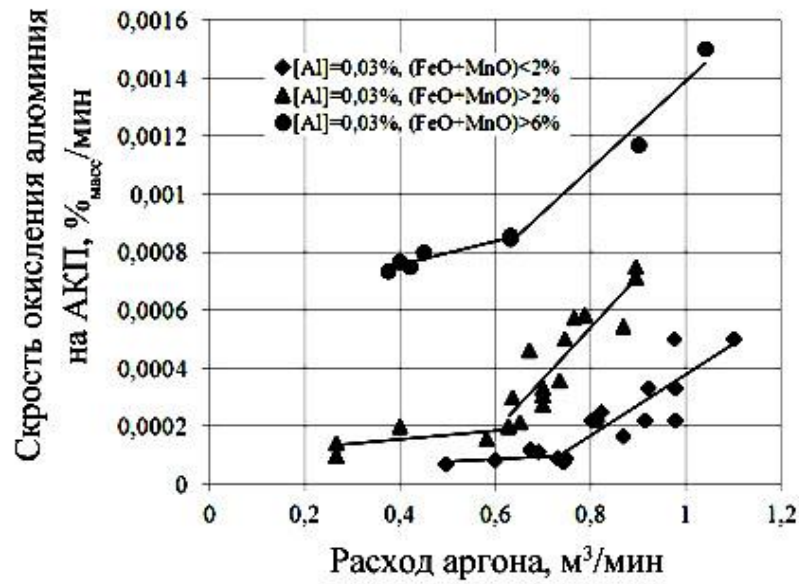
Пределы содержания химических элементов в стали, %							
C	Mn	Si	S	P	Cr	Cu	Al
0,1-0,2	0,5-1,5	0,1-0,2	0,008-0,01	0,01-0,015	0,02-0,04	0,01-0,02	0,03-0,04

Таблица 2 – Средний химический состав проб шлака

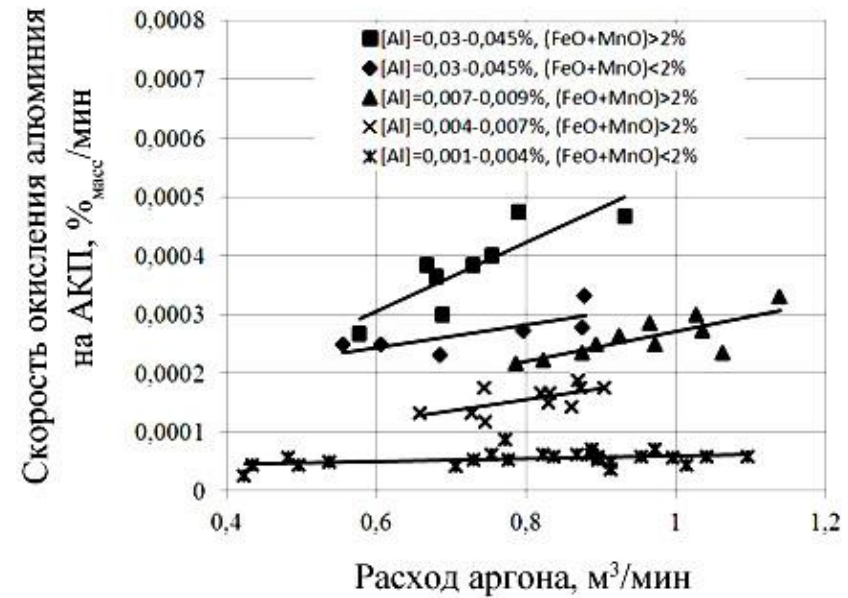
Пределы содержания компонентов шлака*, %						η , Па·с
Al ₂ O ₃	SiO ₂	CaO	MgO	P ₂ O ₅	FeO+MnO	
4-15	25-35	40-55	5-10	0,01-0,05	от 0,5 до более 6	0,15-0,25

*Основность шлака: 1,5 - 2

Пробы отбирали после предварительного ввода в расплав алюминия. Интервал пробоотбора в большинстве случаев составлял 10 - 22 мин. При этом около половины полученных результатов относятся к условию, когда в интервале времени между отбираемыми пробами производилась присадка кремнийсодержащих ферросплавов, но без дополнительного ввода алюминия. Дальнейшая обработка полученных данных производилась отдельно для двух условий эксперимента: при дополнительном вводе ферросплавов в период между отбираемыми пробами и при отсутствии такового. Зависимость изменения скорости вторичного окисления растворенного в стали алюминия от расхода инертного газа при разных условиях эксперимента представлена на рисунке 1.



а)



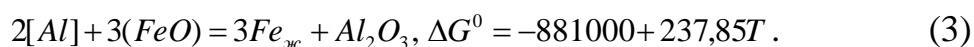
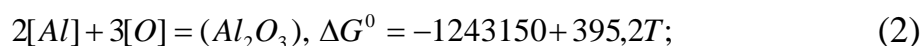
б)

Рисунок 1 – Зависимость скорости вторичного окисления алюминия в 300-т ковше от расхода инертного газа:
 а – без дополнительной присадки ферросплавов; б – при дополнительном вводе ферросплавов

В результате обработки промышленных экспериментальных данных установлено, что скорость вторичного окисления алюминия на АКП зависит от его концентрации в стали, общего содержания оксидов марганца и железа в шлаке, а также интенсивности перемешивания ванны металла. Графическая зависимость, представленная на рисунке 1 (а), указывает на то, что скорость угара алюминия изменяется от количества вдуваемого газа определенным образом, т.е. существенно увеличивается при превышении некоторого критического значения, которое для 300-т ковша с соотношением $H/D=1,25$ находится в диапазоне $0,6 - 0,75 \text{ м}^3/\text{мин}$. При этом, такая зависимость от расхода вдуваемого газа соответствует ванне расплава с концентрацией алюминия более $0,004\%$.

Увеличение содержания оксидов железа и марганца увеличивает скорость окисления алюминия при любом его содержании в металле и расходе инертного газа. Сравнивая между собой зависимости (а) и (б) на рисунке 1 при одинаковых условиях, можно полагать, что ввод ферросплавов не оказывал влияния на скорость вторичного окисления алюминия.

Реакцию раскисления стали алюминием принято представлять выражением (2), а шлака выражением (3)



В работе [5] отмечается, что во время перемешивания раскисленной стали 08Ю на установке доводки стали (350-т ковш) продувкой инертным газом на поверхности контакта жидкого металла с атмосферой существует постоянный поток кислорода в металл, который приводит к вторичному окислению стали. Расчетным путем, на основании уравнений баланса массы компонентов шлака, установлено, что потоку кислорода из атмосферы к свободной поверхности зеркала металла принадлежит $66 \pm 12\%$ от общего поступления окислителя в расплав. Однако, если учитывать, что вторичное окисление стали из рабочего пространства АКП должно сопровождать одновременно и увеличением концентрации азота, то по данным работ [2, 6] содержание его (азота) в ванне металла остается практически неизменным. Поэтому авторы работы [2] полагают, что поток инертного газа, выходящего из ванны, защищает зеркало металла от влияния атмосферы. В таком случае, вторичное окисление растворенного в стали алюминия происходит преимущественно шлаковой фазой и имеет следующее теоретическое и практическое обоснование.

Известно, что взаимодействие кислорода или воздуха с металлом в любом случае начинается с адсорбции окислителя. Дальнейший ха-

рактер процесса, зависит от скорости подвода газа-окислителя к поверхности металла, вязкости металла и интенсивности его перемешивания. При окислении примесей на свободной поверхности металла процесс лимитируется либо диффузией окислителя в газовой фазе, либо диффузией примеси в расплаве. Кроме того, исследованиями [4] установлено, что при обдувании поверхности расплава железа, содержащего растворенный алюминий, газовой смесью из аргона и кислорода с различным парциальным давлением последнего, мгновенного образования оксидов алюминия не происходит. Авторы отмечают, что в таких условиях для зарождения оксидных включений необходимо существенное время, для того, чтобы достичь (накопить) требуемого перенасыщения металла кислородом. В промышленных условиях на АКП, особенно в области барботажа при отсутствии искусственно направленного потока кислорода к металлу, маловероятно создать требуемое перенасыщение для образования твердой оксидной фазы по причине высокой гомогенизации расплава. В связи с этим окисление примесей наиболее выгодно на межфазной поверхности «шлак-металл».

В исследовании [7] и ряде других исследований установлено, что при определенных значениях расхода вдуваемого газа происходит существенное увеличение скорости перераспределения экстрагируемого вещества между двумя жидкими фазами (рисунок 2).

Наблюдениями на «холодных» физических моделях, установлено, что такая зависимость в скорости экстракции происходит в случае взаимного эмульгирования жидкостей подобно рисунку 3.

На основании изложенных выше результатов можно предполагать, что вторичное окисление алюминия в АКП в отсутствие направленного потока окислителя к свободной от шлака поверхности металла преимущественно протекает на межфазной поверхности «шлак-металл». Увеличение общего расхода аргона выше $0,6 \text{ м}^3/\text{мин}$, по-видимому, приводит к диспергированию шлака в металл и как следствие увеличивает скорость его окисления. При этом, окисление (особенно в случае $[\text{Al}] > 0,03\%$ и $(\text{FeO}) + (\text{MnO}) > 2\%$) происходит непосредственно на межфазной поверхности со шлаком по реакции (3), так как термодинамические условия образования оксида алюминия на поверхности контакта жидких фаз более благоприятные. При таком условии скорость окисления будет определяться поверхностной концентрацией оксидов железа и марганца.

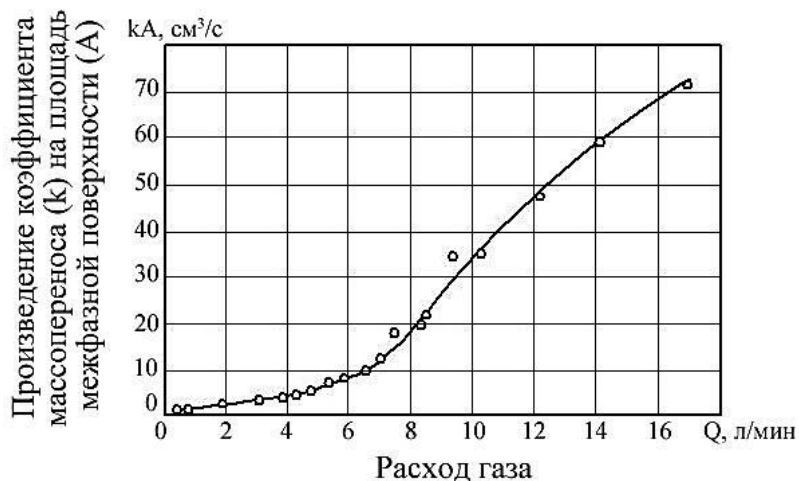


Рисунок 2 – График зависимости произведения коэффициента массопереноса (k) и величины площади межфазной поверхности (A) от расхода вдуваемого газа Q при экстракции растворенного в воде β -нафтола синтетическим маслом [7]

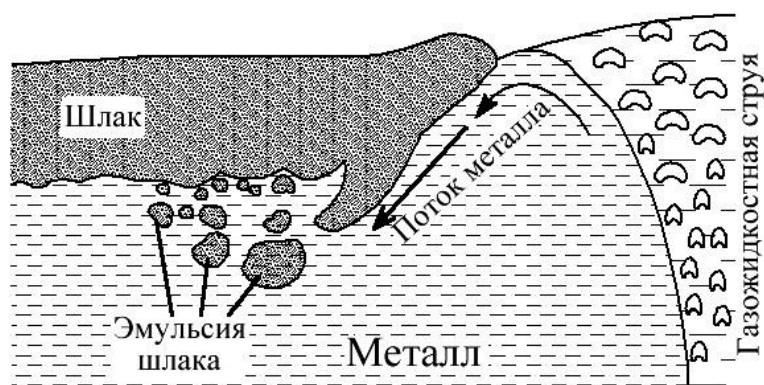


Рисунок 3 – Механизм эмульгирования шлака в металл [8]

В таком случае механизм вторичного окисления алюминия в ванне ковша можно представить так. Во время перемешивания ванны расплава в ковше инертным газом с расходом выше критического значения происходит эмульгирование шлака в металл, что увеличивает поверхностную концентрацию реагирующих с растворенным в металле алюминием оксидов железа и марганца. Увеличение концентрации взаимодействующих веществ увеличивает кинетику химической реакции исследуемого процесса.

Из представленных в работе результатов следует, что высокое содержание в шлаке оксидов железа и марганца при значениях интенсивности продувки выше $0,6 - 0,75 \text{ м}^3/\text{мин}$ резко увеличивает скорость вторичного окисления алюминия. Основной причиной такой зависимости

процесса, по-видимому, является образование шлакометаллической эмульсии.

Однако, состояние межфазной поверхности зависит от многих условий: химического состава шлака, коэффициента межфазного натяжения, вязкости, температуры, скорости циркуляции потока металла в ковше. Поэтому возникает необходимость в математическом описании этого процесса, которая бы содержала наиболее важные технологические параметры состояния ванны расплава, что и является направлением дальнейшего исследования.

Библиографический список

1. *Dekkers R., Blanpain B., Wollants P. Crystal Growth in Liquid Steel during Secondary Metallurgy // Metallurgical and Materials Transactions B. - April, 2003. - Vol. 34 B. - P. 161-171.*

2. *Плюшкель В. Кинетика окисления алюминия при продувке жидкой стали / [В. Плюшкель, В. Реденс, Э. Шюрман; пер. с англ. В. К. Бабича и др.; под ред. М. Ф. Сидоренко]. // Инжекционная металлургия 80, Лулеа, Швеция. - М.: Металлургия, 1982. - С. 116-128.*

3. *Lee K.Y., Park J. M., Park C. W. Rate of reoxidation of ultra-low carbon steel in contact with slag of various compositions // VII International Conference on Molten Slags Fluxes and Salts. The South African Institute of Mining and Metallurgy. - 2004. - P. 601-606.*

4. *Seetharaman S., Cramb A.W. Clean Steel: Advancing the State of the Art // American Iron and Steel Institute Technology. Pittsburgh. - 19 May, 2004. - P. 37.*

5. *Свяжин А. Г. Вторичное окисление при внепечной обработке низкоуглеродистой стали / А. Г. Свяжин, В. Д. Сальников // Известия вузов. Черная металлургия. - 1996. - №3. - С. 7-10.*

6. *Дегай А. С. Исследования насыщенности металла азотом при производстве трубной стали / А. С. Дегай, А. И. Степанов, С. П. Бурмасов, Г. А. Обласов, А. В. Мурзин, Е. Г. Житлухин // Электрометаллургия. - 2005. - №12. - С. 20-22.*

7. *Kim S-H., Fruehan R. J. Physical Modeling of Liquid/Liquid Mass Transfer in Gas Stirred Ladles // Metallurgical Transaction B. - 1987. - Vol. 18 B. - P. 381-390.*

8. *Mazumdar D., Guthrie R. L. Modeling Energy Dissipation in Slag-Covered Steel Baths in Steelmaking Ladles // Metallurgical and Materials Transactions B. - October, 2010. - Vol. 41 B. - P. 976-989.*

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

*д.т.н. Петрушов С.Н.,
к.т.н. Русанов И.Ф.,
Лупанов Д.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛОВОГО БАЛАНСА ПРОЦЕССА СПЕКАНИЯ ОДНОРОДНОЙ ПО КРУПНОСТИ ШИХТЫ

Наведено результати теоретичних і практичних досліджень, що характеризують розподіл тепла по висоті шару, що спікається, однорідної за крупністю шихти.

***Ключові слова:** агломерація, паливо, тепловий баланс, однорідна за крупністю шихта.*

Приведены результаты теоретических и практических исследований, характеризующие распределение тепла по высоте спекаемого слоя однородной по крупности шихты.

***Ключевые слова:** агломерация, топливо, тепловой баланс, однородная по крупности шихта.*

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями. Одним из основных направлений развития современной технологии агломерационного процесса стало увеличение доли мелкодисперсного концентрата до 80% и более. При этом значительно ухудшились газодинамические условия спекания агломерата, что препятствует повышению высоты спекаемого слоя. Газодинамические условия спекания агломерата могут быть улучшены при переходе на спекание однородной по крупности шихты. Получение такой шихты возможно, например, при ее окомковании в рециркуляционном режиме в окомкователе, разработанном в ДонГТУ [1].

Как известно, при агломерации неоднородной по крупности шихты в верхнем ее слое на агломашине содержание топлива больше, чем в шихте нижележащих слоев. Однако количества тепла, выделяемого этим топливом, недостаточно для спекания шихты в верхнем слое, и эта недостача компенсируется введением дополнительного тепла в этот слой за счет внешнего подогрева шихты.

При спекании однородной шихты топливо распределено равномерно по всей высоте ее слоя, и в верхнем слое спекаемой шихты не-

достаток тепла для протекания процесса спекания и получения качественного агломерата еще более значителен.

В связи со сказанным возникает проблема разработки новых технологий дополнительного ввода тепла в верхний слой спекаемой шихты на основе анализа потребностей в дополнительном тепле верхнего слоя однородной по крупности шихты.

Анализ последних достижений и публикаций. Теоретические основы внешнего нагрева агломерационной шихты изложены в работе Сигова А.А. и Шурхала В.А [2]. В последующих работах разных авторов вопрос внешнего нагрева шихты получил дальнейшее развитие. Однако все сделанные в этих работах оценки, выводы и рекомендации относятся к спеканию неоднородных по крупности шихт.

В связи с этим, при переходе на спекание однородной по крупности шихты возникает необходимость детального рассмотрения условий внешнего нагрева спекаемой шихты.

Постановка задачи. В работе поставлена задача: на основе зональных тепловых балансов с учетом регенерации тепла отходящими газами оценить тепловой уровень спекаемого слоя однородной по крупности шихты в целом и поверхностного слоя в частности.

Представление основного материала исследования. Одной из главных теплотехнических задач агломерационного процесса является обеспечение постоянства максимальной температуры в зоне горения по всей высоте спекаемого слоя. При этом будет достигнуто постоянство свойств агломерата во всем объеме пирога.

Решение этой главной задачи сводится к оптимальному распределению топлива по высоте слоя, т.е. общий расход топлива g_T необходимо распределить по элементарным слоям согласно закону, обеспечивающему постоянство максимальной температуры по всей высоте пирога.

Требуемое распределение топлива по высоте слоя шихты устанавливается методом зональных тепловых балансов. При этом весь спекаемый слой шихты разбивается по высоте на n элементарных слоев. Толщина одного элементарного слоя принимается равной толщине зоны горения h , колеблющейся в пределах 15-35 мм. Для средних условий спекания можно принять $h = 20$ мм.

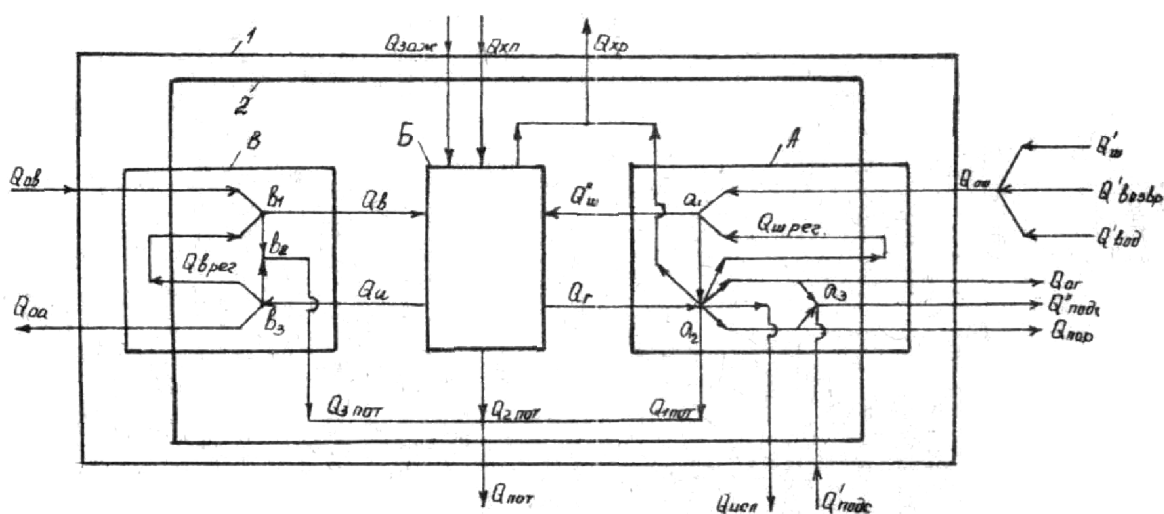
Зональный баланс предусматривает составление для каждого элементарного слоя системы трех уравнений с последующим их решением и нахождением неизвестных расходов железорудной части, флюса и топлива.

При наличии большого числа элементарных слоев – от 15 до 20 и более такой путь приводит к необходимости составления и решения 15-20 систем уравнений, что крайне затруднительно. Для упрощения решения задачи обычно принимается, что расходы этих материалов не изме-

няются при переходе от слоя к слою. Незвестной величиной остается расход топлива в каждом элементарном слое. Такое допущение не вносит заметной погрешности на точность определения величины $g_{T(i)}$ и позволяет обойтись составлением для элементарного слоя лишь одного уравнения теплового баланса с одним неизвестным $g_{T(i)}$.

Для упрощения, согласно методике, изложенной в [3] принимается, что разложение карбонатов и гидратов исходных материалов, т.е. их диссоциация, протекает только в зоне горения, а в зонах сушки и подогрева отсутствует.

Тепловой баланс одного элементарного слоя шихты рассмотрим, исходя из рисунка 1 по контуру 2 с учетом регенерации теплоты.



А – контур зоны сушки и подогрева шихты; Б – контур зоны горения; В – контур зоны готового агломерата; 1 – контур всего процесса в целом; 2 – контур всего процесса с учетом регенерированной теплоты

Рисунок 1 – Схема тепловых балансовых контуров и тепловых потоков

Уравнение теплового баланса, как равенство прихода и расхода теплоты по контуру 2 будет иметь вид:

$$Q_v + Q_{зж} + Q_c + Q_s + Q_{\Delta O_2} + Q_{мин} + Q_{ш} + Q'_{подс} + Q_{в\,рег} + Q_{ш\,рег} = Q_a + Q_{карб} + Q_{гидр} + Q_{о.з.} + Q''_{подс} + Q_{пар} + Q_{исп} + Q_{пот} + Q_{в\,рег} + Q_{ш\,рег}, \quad (1)$$

где Q_v – теплосодержание засасываемого воздуха;

$Q_{зж}$ – теплота зажигания шихты;

Q_c – теплота горения топлива;

Q_s – тепло, выделяемое при выгорании серы;
 $Q_{\Delta O_2}$ – тепло, выделяющее в результате окислительных процессов;
 $Q_{мин}$ – теплота минералообразования;
 $Q_{ш}$ – теплосодержание шихты;
 $Q'_{подс}$ – теплосодержание подсасываемого воздуха;
 $Q_{в рег}$ – теплота регенерации верхней ступени теплообмена;
 Q_a – теплосодержание пирога готового агломерата;
 $Q_{карб}, Q_{гидр}$ – затраты тепла на диссоциацию карбонатов и гидратов соответственно;

$Q_{о.г}$ тепло уносимое отходящими газами;
 $Q''_{подс}$ – тепло, теряемое с подсасываемым воздухом;
 $Q_{пар}$ – теплота парообразования;
 $Q_{исп}$ – теплота испарения влаги;
 $Q_{пот}$ – тепло, теряемое в окружающую среду;
 $Q_{ш рег}$ – теплота регенерации нижней ступени теплообмена.

При переходе к зональному тепловому балансу структура теплового баланса не изменяется, изменяется лишь количество тепла q_i по его статьям.

Большинство составляющих приходной и расходной частей уравнения теплового баланса при переходе от одного элементарного слоя к другому сохраняются постоянными, и их можно выразить через величины слагаемых уравнения (1), характеризующих весь слой в целом, путем деления соответствующих значений на количество элементарных слоев.

Тогда уравнение теплового баланса для элементарного слоя примет вид

$$\sum q_i^{np} + q_{заж} + q_c + q_{в рег n} + q_{ш рег n} = \sum q_i^{pac} + q_{в рег p} + q_{ш рег p} - q_{пот} + q'_{исп} + q'_{пар}, \quad (2)$$

где $\sum q_i^{np}$ и $\sum q_i^{pac}$ – суммарное количество тепла, которое не изменяется от слоя к слою в приходной и расходной части баланса соответственно;

n и p при величинах $q_{в рег}$ и $q_{ш рег}$ – показывают их принадлежность соответственно к приходной и расходной части баланса.

В условиях ПАО “Алчевский металлургический комбинат” при спекании шихты, в железорудной части которой содержание концентрата составляет около 80 %, общий приход тепла согласно проведенному расчету составляет 1 880 МДж. При делении всего спекаемого слоя на 15 зон (общая высота слоя равна 300-330 мм), на каждый слой прихо-

дится $q_{\Sigma} = 235,7$ МДж тепла. Из этого количества тепла его приход в слой по статьям, по которым приход тепла от слоя к слою не изменяется, Σq_i^{np} равен 15,7 МДж.

Входящая в расходную часть теплового баланса Σq_i^{pac} согласно проведенному расчету для тех же условий для элементарного слоя равна 182,4 МДж.

Теплота зажигания, сообщаемая слою в начальный период спекания, по данным [2] используется на 75-80 % первым элементарным слоем и меньшая его часть 20-25 % приходится на второй элементарный слой. Принимаем, что на первый слой расходуется 80 %, а на второй – 20 % теплоты зажигания.

Таким образом, при общей теплоте зажигания равной 110 МДж, первый слой получит дополнительного тепла 82,5 МДж, а второй – 27,5 МДж.

Как следует из уравнения (2), количество тепла, которое усваивается каждым элементарным слоем, определяется содержанием в слое топлива ($q_c = Q_m \cdot g_m$, Q_m – теплотворная способность топлива, g_m – содержание топлива в слое) и количеством регенерированного тепла.

При определении прихода теплоты за счет его регенерации шихтой для упрощения примем, что для всех элементарных слоев оно одинаково. Такое допущение не вносит заметной погрешности в вычисления. Эта теплота распределяется равномерно по всем элементарным слоям, кроме первого, где этот вид регенерации отсутствует. Для всего слоя теплота регенерации шихты, по данным [3] около 784,6 МДж. Тогда элементарный слой за счет регенерации шихтой тепла получит $q_{ш\text{ рег } n} = 56,0$ МДж.

Количество теплоты, которая регенерирована воздухом. для каждого элементарного слоя может быть рассчитано по методике, изложенной в [3] по точной формуле

$$q_{в\text{ рег } n} = Q_{в\text{ рег } X_n} - Q_{в\text{ рег } X_{n-1}}, \quad (3)$$

где $Q_{в\text{ рег } X_n}$ и $Q_{в\text{ рег } X_{n-1}}$ – общее количество регенерированной воздухом теплоты при перемещении зоны горения на расстояние соответственно X_n и X_{n-1} от поверхности спека.

Разница X_n и X_{n-1} принимается равной толщине одного элементарного слоя, т.е. зоны горения равной 20 мм.

Регенерированная воздухом теплота в зоне охлаждения спека на участке $0...X$ вычисляется по формуле

$$q_{в\text{ пез } n} = FC_a \gamma_a [t'_a (1 - \bar{\beta}) - t'_e] A \left(X + \frac{e^{-bk'X} - 1}{bk'} \right), \quad (4)$$

где F – поверхность всасывания, необходимая для получения 1 т готового агломерата, м²;

C_a – удельная теплоемкость агломерата, кДж/(кг·град);

γ_a насыпная масса агломерата, кг / м³, A , b и k' – коэффициенты;

t'_a и t'_e – температура аглоспека и воздуха в зоне охлаждения спека, °С;

$\bar{\beta}$ – среднее значение тепловых потерь в зоне охлаждения спека на участке $0...X$.

Обычно величина тепловых потерь в слое находится в пределах от 4 до 8 %. При рассмотрении зональных балансов учитывается, что поверхностные слои теряют теплоту больше, чем внутренние горизонты.

Тепловые потери в зоне охлаждения спека по отдельным элементарным слоям толщиной 20 мм приняты следующими, %: горизонт 1 – 12,5; горизонт 2 – 7,5; горизонт 3-14 – 6,03; горизонт 15 – 0.

Среднее значение тепловых потерь $\bar{\beta}$ в зоне охлаждения спека на участке $0...X$ от первого по i слой определяется как среднее арифметическое значений β_i

$$\bar{\beta} = \frac{\beta_1 + \beta_2 + \beta_3 + \dots + \beta_i}{i}.$$

Значения всех остальных величин входящих в формулу (4), рассчитанные по методике [3] следующие: $A = 0,74332$; $k' = 0,3$; $b = 95,68 \text{ м}^{-1}$; $F = 2,049 \text{ м}^2$; $C_a = 1,006 \text{ кДж/(кг·град)}$; $\gamma_a = 1675 \text{ кг / м}^3$; $t'_a = 1250 \text{ °С}$; $t'_e = 20 \text{ °С}$.

Абсолютное значение тепловых потерь зоной охлаждения в целом и в каждом элементарном слое охлаждения определяется соответственно по формулам (5) и (6)

$$Q_{nom} = G_{ui} \cdot C_a \cdot t_a \frac{x-z}{x} \bar{\beta}, \quad (5)$$

$$q_{i\text{ nom}} = \frac{Q_{nom}}{N-1} \cdot \frac{\beta_i}{\bar{\beta}}, \quad (6)$$

где x – протяженность зоны охлаждения;

z – толщина зоны горения, N количество элементарных слоев.

При формировании тепловой волны в первом элементарном слое за счет отходящих из этого слоя газов не только подогревается сухая шихта второго слоя, но и испаряется из него гигроскопическая влага с затратой теплоты $q'_{исп}$ с теплосодержанием $q'_{нар}$. Поэтому расход теплоты для первого слоя должен быть увеличен на $q'_{исп}$ и $q'_{нар}$.

После всех преобразований из уравнения теплового баланса (2) необходимое количество топлива в каждом элементарном слое для условий ПАО “Алчевский металлургический комбинат” может быть рассчитано по формуле

$$g_{m i} = \frac{1}{Q_m} (177000 - q_{заж i} - q_{врег n i} - q_{шрег n i} - q_{i ном} + q'_{нар} + q'_{исп}). \quad (7)$$

Зная количество топлива в элементарном слое можно рассчитать содержание углерода в нем по формуле

$$C_i = \frac{g_{с шихт i} + 0,01 C_m g_{m i}}{g_{шихт i} + g_{m i}} 100 \% , \quad (8)$$

где $g_{шихт i}$ и $g_{с шихт i}$ – масса шихты без топлива и углерода в слое соответственно кг;

C_m – содержание углерода в топливе, %.

Результаты расчета теоретически необходимого содержания углерода в элементарных слоях по высоте слоя, выполненного в соответствии с изложенным выше приведены на графике рисунка 2.

На практике распределение углерода по высоте слоя при спекании шихты, окомкованной в барабане-окомкователе отличается от теоретического (рисунок 2), но в целом приближается к нему. Такое распределение углерода топлива по высоте слоя является, во-первых, проявлением закономерностей распределения топлива по гранулам (в мелких гранулах его больше), и, во-вторых, технологией загрузки шихты на агломашину. Загрузочные устройства шихты современных агломашин позволяют регулировать распределение топлива по высоте слоя путем изменения степени развития сегрегации гранул по высоте слоя, что и позволяет приблизить реальное распределение углерода по высоте слоя к теоретически необходимому.

При загрузке однородной по крупности шихты, полученной в результате окомкования ее в рециркуляционном режиме, углерод топлива распределен равномерно по высоте слоя (рисунок 2). Изменить такое

распределение, меняя технологию загрузки практически невозможно, так как однородные материалы сегрегируют по крупности слабо [4].

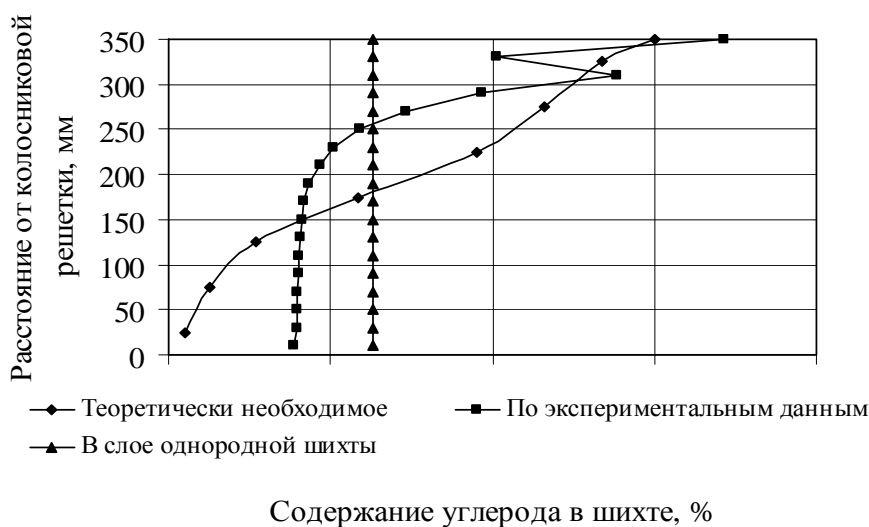


Рисунок 2 – Распределение углерода топлива по высоте спекаемого слоя аглошихты начиная от колосниковой решетки

Как видно из рисунка 2 содержание углерода в поверхностном слое однородной шихты на 0,8-1,1 % абс меньше, чем в слое неоднородной шихты. Для восполнения недостачи такого количества углерода в верхнем слое, в него необходимо каким-либо способом подать дополнительное топливо или продукты его горения. В пересчете на топливо его нехватка в верхнем слое составляет 1,0 – 1,3 кг. Теплота сгорания такого количества агломерационного топлива в условиях аглопроцесса равняется 28,7-37,3 МДж.

Такое количество теплоты слой может получить в результате его дополнительного нагрева. По применяемой в настоящее время технологии верхний слой дополнительно подогревается продуктами горения газообразного топлива сжигаемого в газогорелочном устройстве. Повысить температуру в газогорелочном устройстве с целью подачи дополнительного тепла в верхний слой при спекании однородной шихты не представляется возможным. Причиной этого является то, что, во-первых, повышение температуры связано с увеличением расхода топлива, а, следовательно, и продуктов его горения. Увеличение объема продуктов горения неизбежно приведет к ухудшению газодинамических условий спекания агломерата в начальный период процесс. Во-вторых, увеличение температуры в газогорелочном устройстве приведет к оплавлению шихты верхнего слоя, что также приведет к ухудшению газодинамических условий и, как следствие, к снижению производительности.

Проблема может быть решена в условиях, когда шихта зажигается с применением пылеугольного топлива по технологии, в соответствии с [5]. Для этого необходимо сжигание пылеугольного топлива организовать таким образом, чтобы оно не полностью сгорало в факеле, и догорало на поверхностном слое шихты после ее выхода из горна. Количество такого пылеугольного топлива должно равняться 1,0 – 1,3 кг/т агломерата.

Дополнительное тепло в поверхностный слой спекаемой шихты может быть внесено за счет процессов, протекающих с выделением тепла, например, при окислении чугунной стружки по технологии, в соответствии с [6].

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненный анализ показал, что при спекании однородной по крупности шихты в верхний слой необходимо вводить дополнительное количество тепла.

Наиболее рационально вводить тепло путем неполного сжигания в горне пылеугольного топлива, или вводом в слой металлосодержащих отходов, например, чугунной стружки.

Библиографический список

Пат. 53966 України, МПК С22В 1/00. Огрудкувач шихти / Є.В. Дорогий, Г.М. Попов, В.М. Дорофєєв, В.А. Козачишин. – № 201004245; заявл. 12.04.2010; опубл. 25.10.2010, Бюл. № 20, 2010.

Сигов А.А. Агломерационный процесс /А.А. Сигов, В.А Шурхал. – К.: «Техніка», 1969. – 232 с.

Петрушов С.Н. Расчеты шихт в практике спекания агломерата / С.Н. Петрушов, А.К. Клочко. – К.: УМК ВО, 1990. – 100 с.

Русаков П.Г. Исследование закономерностей распределения неоднородного сыпучего материала по откосу / П.Г. Русаков, И.Ф. Русанов, В.Г. Морозов // Известия ВУЗов Черная металлургия. – 1985. – № 6.– С. 15-19.

Пат. 64722 України, МПК С22В 1/16. Спосіб запалення агломераційної шихти / С.М. Петрушов, І.Ф. Русанов, Є.С. Масляков, Є.А. Ружанський, М.В. Парадовський. – № 201107379; заявл. 14.06.2011; опубл. 10.12.2011, Бюл. № 21, 2011.

Пат. 28309 Україна, МПК С22В 1/16. Спосіб агломерації залізородних матеріалів/ С.М. Петрушов, І.Ф. Русанов, Д.В. Лупанов, І.В. Плівко, Є.С. Масляков. № 200705557; заявл. 21.05.2007; опубл. 10.12.2007. Бюл. № 20, 2007.

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

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

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ НА ХАРАКТЕР ЗАТВЕРДЕВАНИЯ МЕДНОЙ ЗАГОТОВКИ, ОТЛИВАЕМОЙ НА КОЛЕСО

Розроблено математичну модель яка дозволяє імітувати затвердіння мідної заготовки, що відливається на колесо в залежності від швидкості його обертання, температури розливання і умов охолодження, а також прогнозувати якість внутрішньої структури металопродукції.

Ключові слова: *мідь, безперервне розливання, колесо, математична модель, затвердіння, прогнозування якості.*

Разработана математическая модель позволяющая имитировать затвердевание медной заготовки отливается на колесо в зависимости от скорости его вращения, температуры разлива и условий охлаждения, а также прогнозировать качество внутренней структуры металлопродукции.

Ключевые слова: *медь, непрерывная разливка, колесо, математическая модель, затвердевание, прогнозирование качества.*

Определяющей тенденцией современной практики производства и разлива металлов и сплавов является стремление производителей уменьшить удельные затраты энергии на тонну продукции. В этом плане наиболее перспективными направлениями развития являются технологии непрерывной разлива металла на заготовки, сечение которых максимально приближено к сечению продукции, а также технологии совмещенной разлива и прокатки заготовки. В мировой практике разлива высококачественных марок меди большое распространение получили агрегаты разлива меди на колесо с последующей прокаткой на проволоку [1,2]. Особенностью работы таких агрегатов является то, что они пред-

ставляют собой хорошо гармонизированную и автоматизированную технологическую систему, в которой важнейшее значение имеет скорость разлива (вращения колеса) и стабильное качество заготовки, выходящей с разливочной машины.

Концептуальная модель процесса непрерывного литья медной заготовки на колесо и ее затвердевания может быть представлена следующим алгоритмом: «оптимизация скорости литья заготовки» → «тепловой баланс на участке миксер – переливное устройство – кристаллизатор» → «оптимизация геометрической формы полости кристаллизатора» → «динамическое управление зоной водяного охлаждения» → «прогнозирование качества заготовки» → «поддержание согласованной работы разливочного колеса и участка прокатных клетей». В этой цепочке огромное значение приобретает оптимизация интенсивности теплопередачи (теплоотвода) на колесе и протяженности жидкой фазы по длине заготовки.

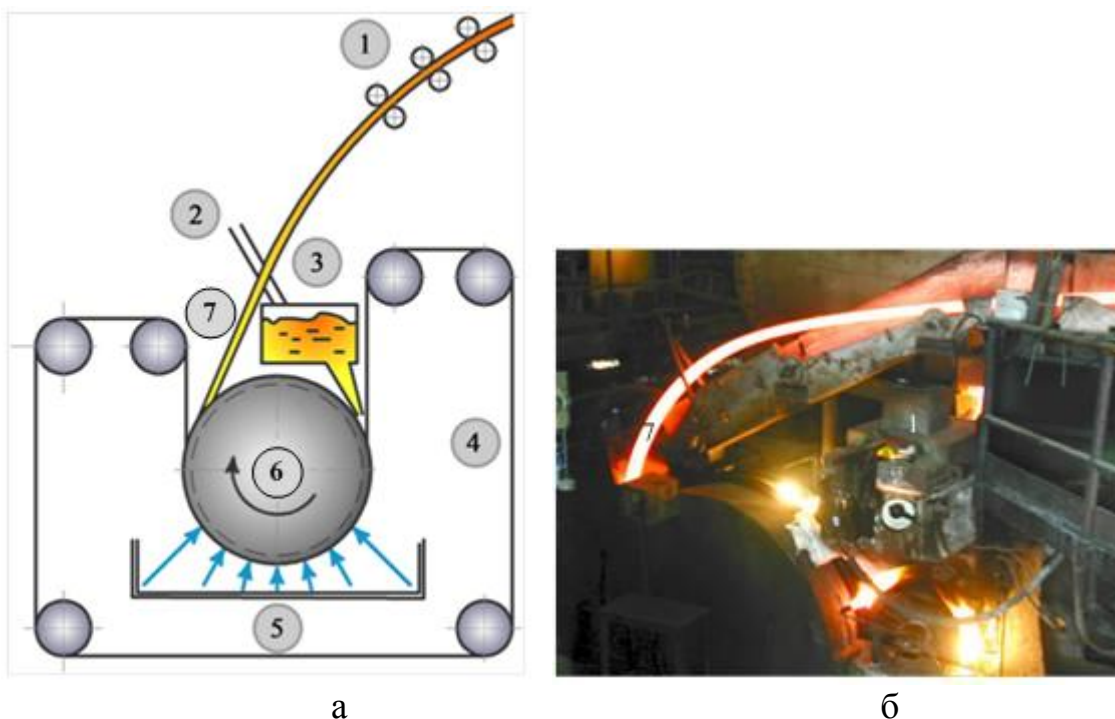
При этом протяженность зоны жидкой фазы в заготовке ограничивается несколькими технологическими соображениями, главными из которых являются недопущение возможности появления внутренних трещин при разгибе заготовки, а также предотвращение образования пористости в осевой зоне заготовки в процессе ее затвердевания.

Образование внутренней пористости следует связывать с затрудненными условиями питания жидкой зоны заготовки на конечной стадии затвердевания, где вязкость расплава значительно увеличивается, а растущие дендриты препятствуют продвижению жидкости. В случае разлива на колесо дополнительным фактором, ограничивающим возможности питания внутренней области заготовки жидким металлом, является положение области окончания затвердевания. Весьма важным фактором является то, что заготовка сначала движется вниз по окружности колеса, а затем после достижения ею нижней точки на разливочном колесе она начинает подниматься вверх. На этом участке условия питания осевой части заготовки ухудшаются в силу снижения металлостатического давления в жидкой ванне, что может приводить к появлению осевой усадочной пористости, отрицательно влияющей на качество металлопродукции.

Основной целью данных исследований было моделирование условий затвердевания непрерывнолитой медной заготовки разливаемой на колесо, что является важной научной задачей, решение которой позволит с достаточной точностью определять положение зоны полного затвердевания заготовки в зависимости от ее сечения, скорости вращения колеса, температуры заливаемой меди, интенсивности охлаждения и пр.

Теплофизические процессы в системе «колесо – заготовка – лента» включают перенос (перераспределение) тепловой энергии между

данными элементами и окружающей средой в определенный промежуток времени, а также выделение тепла непосредственно при кристаллизации меди (рисунок 1).



- 1 – получаемая заготовка; 2 – желоб для подачи меди из миксера;
 3 – промежуточный ковш; 4 – стальная лента; 5 – зона водяного охлаждения колеса; 6 – рабочее колесо в защитном кожухе;
 7 – зона выхода заготовки из полости колеса и ее разгибания

Рисунок 1 – Схема (а) и фото (б) разливки меди на колесо

Область затвердевания заготовки условно можно разбить на 4 зоны:

- зона 1 – зона снятия теплоты перегрева (тепловой поток в этой зоне не зависит от формы кристаллизатора, протяженность зоны для конкретных условий кристаллизации заготовки составляет 40-50 мм);
- зона 2 – зона непосредственного контакта затвердевшей корочки со стенкой колеса протяженность, которой напрямую зависит от геометрии стенки колеса (увеличение протяженности этой зоны способствует повышению общего теплоотвода при прочих равных условиях);
- зона 3 – зона теплопередачи через образовавшийся воздушный зазор; чем меньше зазор в этой зоне, тем больше коэффициент теплопередачи; в этой связи необходимо стремиться к созданию такого профиля колеса, который бы обеспечил наименьший зазор в этой зоне;
- зона 4 – зона вторичного воздушного охлаждения при выходе заготовки из полости колеса и ее разгибании (поз.7 рисунок 1).

В качестве исследуемой области было выбрано поперечное сечение в плоскости, перпендикулярной окружности колеса. Расчетная область включает в себя точки, принадлежащие колесу и отливаемой заготовке.

Моделирование процессов формирования заготовки выполнено на базе основных законов теплофизики многофазных сред. После расчета распределений температурного поля и доли твердой фазы в заданных сечениях заготовки (начиная от мениска) определяются геометрические размеры затвердевшей части и приходящееся на нее количество элементарных слоев по толщине и по ширине заготовки.

Теплоперенос в медной заготовке описывается уравнением

$$\rho_3 C_{3\text{эф}} \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_3 \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_3 \frac{\partial T}{\partial r} \right),$$

где T – температура в рассматриваемой точке, $^{\circ}\text{C}$;

x – координата по оси в направлении толщины колеса, м;

r – координата по оси в направлении радиуса колеса, м;

τ – время от момента заливки расплава в кристаллизатор, с;

ρ_3 – плотность материала бруска, $\text{кг}/\text{м}^3$;

λ_3 – теплопроводность материала бруска, $\text{Дж}/(\text{м}\cdot\text{К}\cdot\text{с})$;

$C_{3\text{эф}}$ – эффективный коэффициент теплоемкости, определяемый по формуле

$$C_{3\text{эф}} = C_3 + L_3 \frac{df_s}{dT},$$

где C_3 – удельная теплоемкость материала заготовки, $\text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$;

L_3 – удельная теплота кристаллизации материала бруска, $\text{Дж}/\text{кг}$;

f_s – доля твердой фазы.

Процесс формирования твердой корочки внутри заготовки описывается с помощью линейной модели

$$f_s = \frac{T_L - T}{T_L - T_S},$$

где T_L – температура ликвидус материала бруска, $^{\circ}\text{C}$;

T_S – температура солидус материала бруска, $^{\circ}\text{C}$.

Для описания теплопереноса внутри колеса используется уравнение теплообмена при отсутствии фазового перехода

$$\rho_k C_k \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_k \frac{\partial T}{\partial r} \right),$$

где ρ_k – плотность материала колеса, кг/м³;
 λ_k – теплопроводность материала колеса, Дж/(м·К·с);
 C_k – удельная теплоемкость материала колеса, Дж/(кг·К).

Математическая модель дополняется системой граничных условий, необходимых для решения поставленной задачи. В начальный момент времени задаются постоянные поля температуры по всему рабочему сечению [3, 4].

1. На боковых поверхностях колеса предполагается конвективный теплообмен с воздухом

$$-\lambda_k \frac{dT}{dx} \Big|_{\substack{x=x_0 \\ x=x_n}} = q = \alpha (T \Big|_{x=x_0} - T_a),$$

где α – локальный коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²К);
 T_a – температура воздуха на границе с колесом, °С.

2. На «внутренней» поверхности колеса предполагается охлаждение разбрызгиваемой водой, описываемое по уравнению

$$-\lambda_k \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_0} = \alpha_w (T \Big|_{r=r_0} - T_w),$$

где α_w – коэффициент теплоотдачи, определяемый расходом охлаждающей воды, Вт/(м²К);

T_w – температура охлаждающей воды, °С.

3. Граничные условия для поверхности заготовки задаются в зависимости от момента времени. При $\tau < \tau_1$ (период нахождения заготовки в кристаллизаторе) предполагается, что на поверхностях, соприкасающихся с колесом осуществляется прямой кондуктивный теплообмен [4]

$$\frac{dT}{dr} \Big|_k = \frac{dT}{dr} \Big|_z, \quad \frac{dT}{dx} \Big|_k = \frac{dT}{dx} \Big|_z.$$

Таким образом, все тепло, подводимое от внутренних точек колеса, передается заготовке (бруску).

На поверхности заготовки, соответствующей внешнему радиусу колеса, осуществляется конвективное охлаждение за счет подаваемой воды. Данный процесс можно описать следующими уравнениями

$$-\lambda_k \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_n} = \alpha_w (T \Big|_{r=r_n} - T_w), \quad -\lambda_z \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r_n} = \alpha_w (T \Big|_{r=r_n} - T_w).$$

4. После выхода заготовки из кристаллизатора ($\tau > \tau_1$) теплообмен осуществляется за счет конвективного теплообмена с воздухом и излучения, что дает следующее граничное условие

$$-\lambda_3 \frac{dT}{dr} \Big|_{r=r30}^{r=r33} = \alpha_{36} \left(T \Big|_{r=r30}^{r=r33} - T_a \right) + \sigma \varepsilon \left(T^4 \Big|_{r=r30}^{r=r33} - T_a^4 \right),$$

$$-\lambda_3 \frac{dT}{dx} \Big|_{x=x30}^{x=x33} = \alpha_{36} \left(T \Big|_{x=x30}^{x=x33} - T_a \right) + \sigma \varepsilon \left(T^4 \Big|_{x=x30}^{x=x33} - T_a^4 \right),$$

где σ – константа Стефана-Больцмана;

ε – излучательная способность поверхности заготовки при радиационном теплообмене.

Система уравнений и граничных условий преобразуется с помощью конечно-разностных методов в форму, удобную для компьютерных расчетов [5]. Для настройки программы и оценки ее работоспособности были использованы исходные данные представленные в таблице 1, которые оставались неизменными для всех исследуемых вариантов.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета

Параметры колеса и заготовки	Значения
Радиус колеса, мм	1000
Толщина колеса, мм	113
Материал колеса	бронза
Начальная температура колеса (перед заливкой Cu), °С	190
Высота заготовки, мм	36
Ширина заготовки, мм	63
Материал заготовки	медь
Плотность медной заготовки, кг/м ³	8950
Коэффициент теплопроводности меди, Вт/(м К)	380
Коэффициент теплоемкости меди, Дж/(кг К)	886
Начальная температура заливаемого расплава, °С	1185

Построенная на основе разработанной математической модели компьютерная программа позволяет рассматривать различные массивы исходных данных, подбирая оптимальные режимы разлива, вращения колеса и охлаждения заготовки, рассчитать поля температуры и долю твердой фазы в исследуемой заготовке в любой момент затвердевания, а также вывести результаты в виде диаграмм и графиков (рисунки 2 и 3).

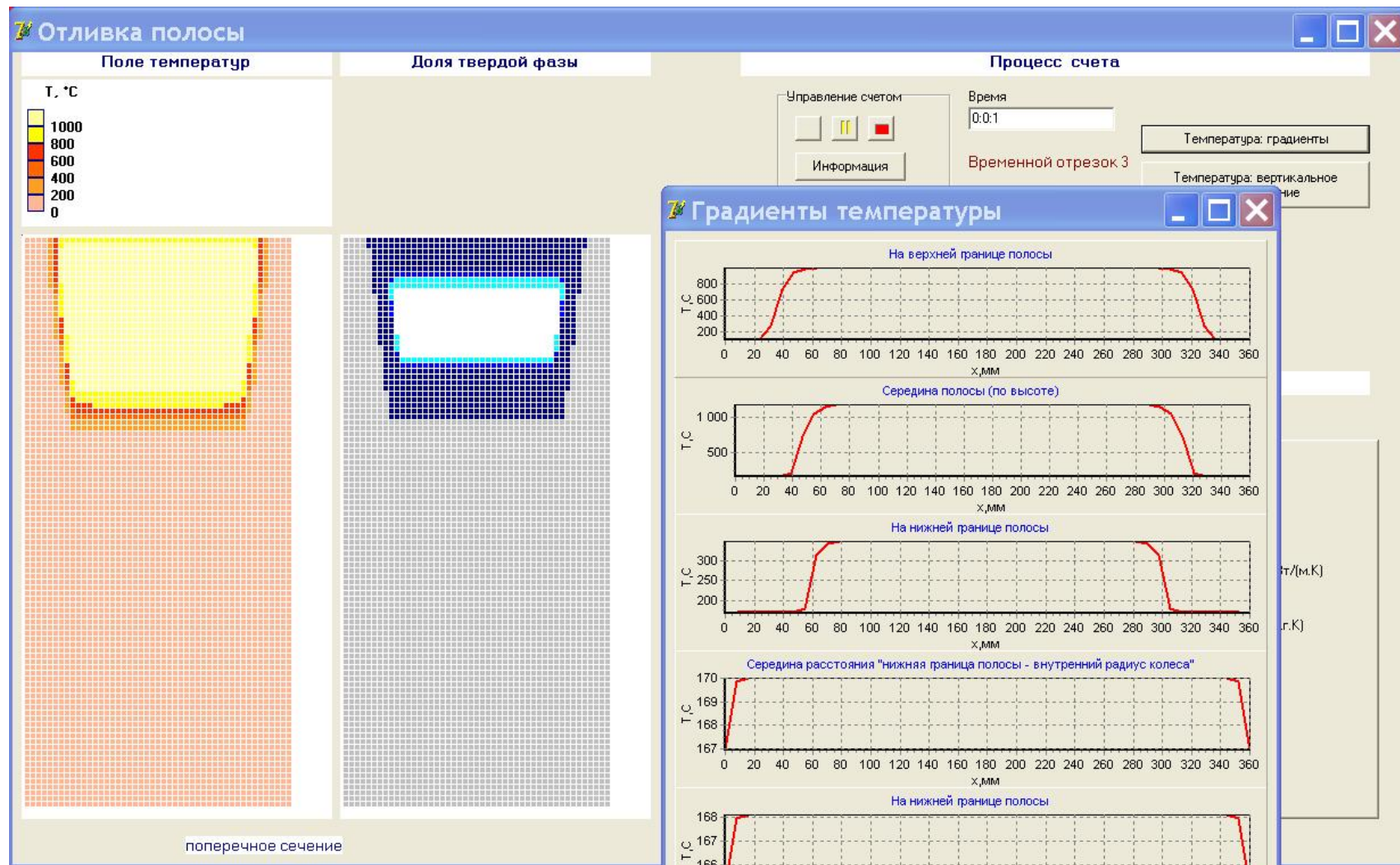
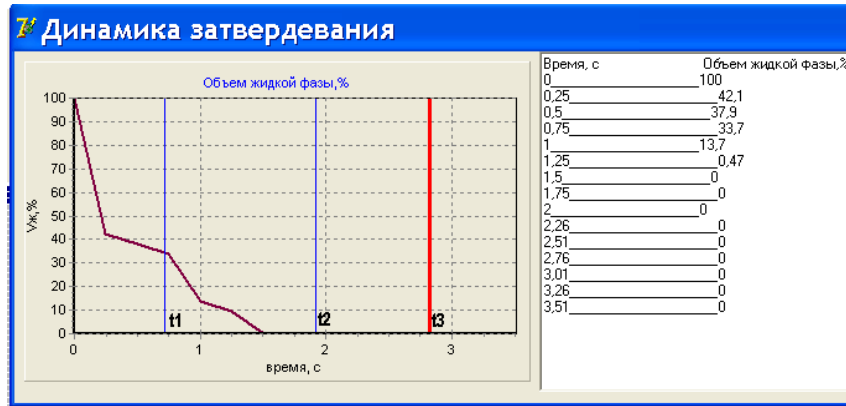


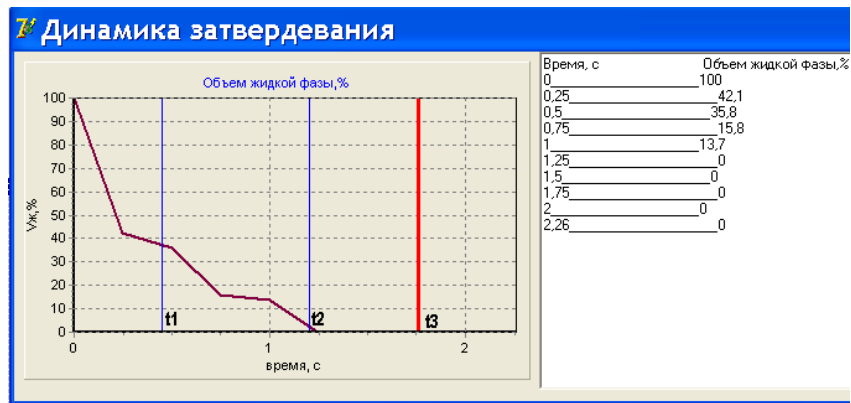
Рисунок 2 – Рабочее окно программы (модели расчета)



а



б



в



г

Рисунок 3 – Расчетные графики показывающие долю жидкой фазы в общем объеме заготовки в каждый момент времени при различных скоростях вращения колеса, об/ч (а – 700, б – 1200, в – 1600, г – 2000)

Расчеты выполнены для всего возможного диапазона скоростей вращения колеса. На расчетных графиках (рисунок 3) представлены кривые, показывающие долю жидкой фазы в общем объеме заготовки в каждый момент времени. Справа представлена та же информация в табличной форме (для уточнения контрольных значений). Линиями t_1 и t_2 обозначены границы зоны охлаждения водой. Прямая t_3 является границей, за которой недопустимо наличие жидкой фазы, т.к. в этой точке заготовка отделяется от колеса. Расчетное время затвердевания заготовки – 85 с.

Обобщая выполненные исследования (рисунок 4), следует отметить, что глубина проникновения зоны жидкой (или жидко-твердой) фазы в значительной степени зависит от скорости вращения колеса.

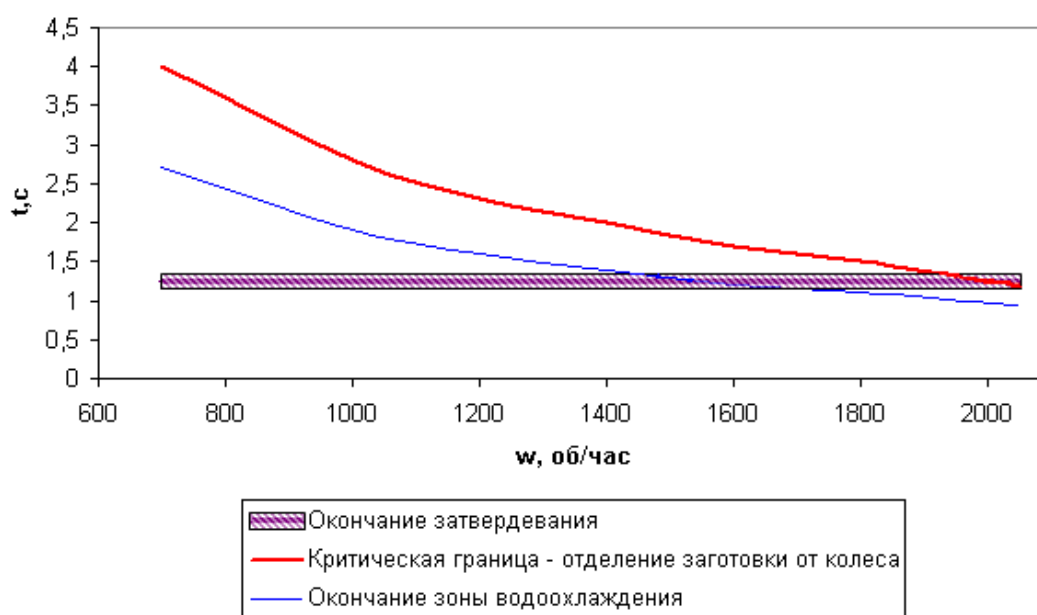


Рисунок 4 – Влияние скорости вращения колеса на формирование твердой фазы заготовки

Значения скорости 1800-1900 об/ч и выше приводят к попаданию границы зоны затвердевания за пределы допустимых значений, которые определяются условием отделения заготовки от колеса и ее пластической деформацией в процессе расправления. Это соображение обусловлено тем фактом, что твердая фаза материала в области температуры затвердевания, как правило, имеет крайне низкие пластические свойства и растрескивается при наложении растягивающих напряжений [6].

Значения скорости в диапазоне 1600-1800 об/ч находятся в зоне повышенного риска получения внутренних дефектов заготовки, которые обусловлены условиями затрудненного питания внутренних областей заготовки жидким металлом [7]. Это связано с тем фактом, что заготовка начинает двигаться вверх после достижения нижней критической

точки колеса. Соответственно металлостатическое давление в зумпфовой (конечной) зоне на заготовку становится меньше. Для этого критического диапазона весьма важным фактором является температура перегрева меди при разливке, поскольку при ее увеличении возрастает протяженность зумпфовой зоны.

Наиболее эффективными (с точки зрения производительности и качества заготовки) значениями скорости вращения колеса является диапазон 1450-1600 об/ч. В этом случае затвердевание заготовки завершается в нижней области колеса в зоне интенсивного охлаждения водой, что позволяет исключить получение внутренних дефектов заготовки (рисунок 5).

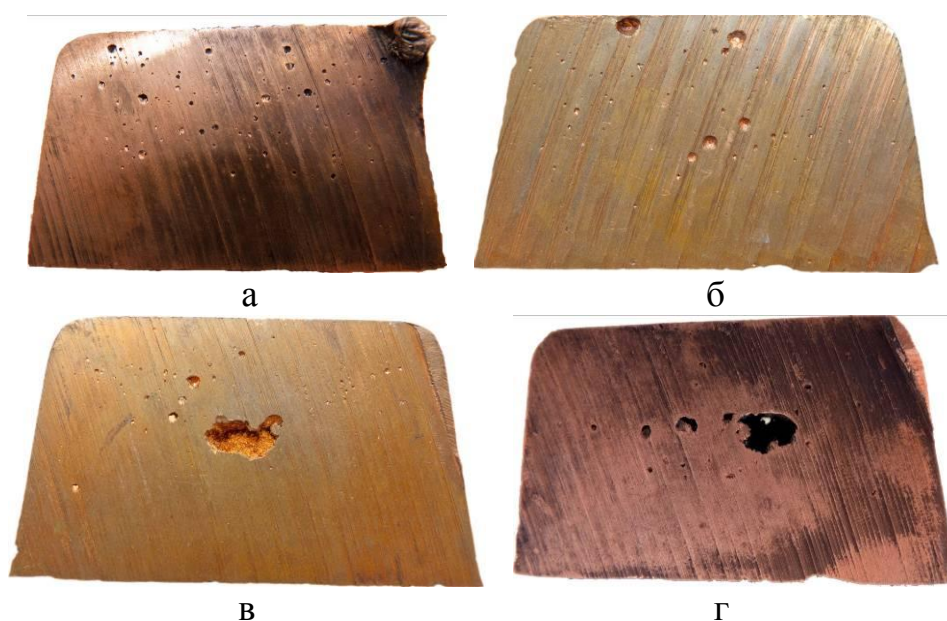


Рисунок 5 – Внутренние дефекты медной заготовки разлитой со скоростью 1500 об/ч (а), 1550 об/ч (б), 1750 об/ч (в) и 1850 об/ч (г)

Таким образом, разработанная математическая модель позволяет имитировать затвердевание медной заготовки на колесе в зависимости от скорости вращения колеса, температуры разливки, условий охлаждения и пр. Важнейшим элементом моделирования является определение положения границы жидкой фазы на конечной стадии затвердевания. Фактически эта информация позволяет внести ограничения в части скорости разливки и оптимизировать качество заготовки. Для обеспечения гарантированного качества заготовки (в том числе внутренних объемов) в процессе разливки меди на колесо необходимо строго соблюдать совокупность таких неразрывно связанных между собой технологических параметров литья как: скорость движения заготовки, профиль кристаллизатора, температура разливаемой меди, которые учитывают особен-

ности формирования твердой корочки в условиях используемого колеса. Целесообразно осуществлять контроль профиля рабочей полости колеса и определить допустимые отклонения в износе профиля. При этом отклонение от номинальных параметров литья может привести к неравномерному контакту затвердевающей корочки со стенкой колеса, что может стать причиной возникновения дефектов геометрической формы заготовки. Также изменение профиля полости колеса может стать причиной деформации корочки и приводить к повреждению заготовки.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучение адекватности разработанной математической модели в производственных условиях, а также математическое моделирование влияния профиля рабочей полости колеса и протяженности зоны водяного охлаждения на возникновение дефектов геометрической формы и качество получаемой продукции.

Библиографический список

1. Шутков И.В. *Литейно-прокатный модуль для получения катанки из рафинированной меди* / И.В. Шутков, А.Н. Смирнов, С.М. Волков, С.В. Куберский // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2011. – № 6. – С.44-46.
2. Arderiu O.G. *Continuous Copper Rod Production from 100% Scrap* / O.G. Arderiu, G. Properzi // *Proc. 65th Annual Convention of the Wire Association International. Atlanta, Georgia, USA, March 1995*. – *Wire Journal International*, 1996. – P.75-82.
3. Kubo K. *Mathematical Modeling of Porosity Formation in Solidification* / K. Kubo, R.D. Pehlke // *Metallurgical Transaction B*. – 1985. Vol. 16B. – № 3. – P.359-366.
4. Kumar A. *A Mathematical Model of Single Roll Strip Caster Based on Macroscopic Enthalpy Balances* / A. Kumar, S.P. Mehrotra // *Steel Research*. – 1991. – Vol. 62. – P.164-170.
5. Takeshita K. *Thermal Contact during the Cooling by the Single Roller Chill Block Casting* / K. Takeshita, P.H. Shingu // *Transactions of the Japan Institute of Metals*. – 1986. – Vol.27. – № 6. – P.454-462.
6. Li G. *Transient Thermal Model of the Continuous Single-Wheel Thin-Strip Casting Process* / G. Li, B.G. Thomas // *Metallurgical and Materials Transactions B*. – 1996. – Vol. 27B. № 3. – P.509-525.
7. Гридин С.В. *Дослідження явищ усадки при формуванні мідних зливків* / С.В. Гридин, Д.В. Спирідонов, Ю.Д. Савенков, А.Н. Смірнов // *Металознавство та обробка металів*. – 2009. – №2. – С.35-39.

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

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

ЗАЖИГАНИЕ ОДНОРОДНОЙ ПО КРУПНОСТИ ШИХТЫ С ПРИМЕНЕНИЕМ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

Приведені результати дослідних спікань агломерату при запаленні однорідної по крупності шихти з використанням пиловугільного палива і його догорання у верхньому шарі після запалення шихти.

***Ключові слова:** агломерація, пиловугільне паливо, однорідна за крупністю шихта, запалення шихти.*

Приведены результаты опытных спеканий агломерата при зажигании однородной по крупности шихты с использованием пылеугольного топлива и его догорании в верхнем слое после зажигания шихты.

***Ключевые слова:** агломерация, пылеугольное топливо, однородная по крупности шихта, зажигание шихты.*

Постановка проблеми в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями. При спекании однородных по крупности шихт возникает проблема дополнительного, по сравнению с обычной технологией спекания неоднородных по крупности шихт, ввода в верхний слой тепла.

Дополнительное количество тепла может быть внесено в результате повышения температуры. Однако повышение температуры связано с увеличением расхода топлива, а, следовательно, и продуктов его горения. Увеличение объема продуктов горения ухудшает газодинамические условия спекания агломерата в начальный период процесса. К тому же увеличение температуры в газогорелочном устройстве выше допустимой приводит к оплавлению шихты верхнего слоя, что дополнительно снижает газопроницаемость слоя шихты и, как следствие, приводит к снижению производительности.

В связи с этим возникает необходимость разработки новых технологий зажигания агломерационной шихты, которые позволяли бы без ухудшения газодинамических условий спекания агломерата обеспечивать верхний слой дополнительным теплом.

Одной из таких технологий является технология зажигания шихты с использованием пылеугольного топлива.

Анализ последних достижений и публикаций. В последних работах авторов вопрос применения пылеугольного топлива при зажигании агломерационной шихты освещен достаточно полно [1,2]. Однако при этом исследования были направлены на изучение возможности замены части газообразного или жидкого топлива пылеугольным (до 80 %).

В то же время, как показывают теоретические разработки авторов, при условии неполного сжигания пылеугольного топлива, или же при сжигании его в количествах больше необходимого для замены традиционных видов топлива возникает возможность подачи дополнительного тепла в верхний слой шихты после ее зажигания.

Особенно эффективным такой режим внешнего нагрева шихты может быть при спекании однородной по крупности шихты, окомкованной в рециркуляционном режиме [3].

Постановка задачи. В работе поставлена задача: на основе лабораторных спеканий агломерата установить влияние зажигания агломерационной шихты с избытком пылеугольного топлива на ход процесса спекания агломерата и качество полученного агломерата. А также, на основании опытных данных, разработать пути реализации такого зажигания в промышленных условиях.

Представление основного материала исследования. Опытные спекания агломерата проводилось на лабораторной установке ДонГТУ. Лабораторная чаша имела диаметр 150 мм и высоту 400 мм. Для уменьшения тепловых потерь в окружающую среду чаша была теплоизолирована слоем асбеста и огнеупорной глины толщиной 10 мм.

Во всех опытных спеканиях шихта оставалась неизменной. Расход материалов (кг) в пересчете на тонну агломерата был следующий: концентрат - 750; руда - 187; известняк - 68; известь - 15; шлам - 94; топливо - 61.

В качестве твердого топлива для агломерации использовали смесь коксовой мелочи и антрацита марки АС в соотношении 50:50. В шихту также вводился возврат в количестве 18 % от общей массы шихты. Такая шихта обеспечивала получение агломерата основностью 1,33.

Составленную шихту смешивали, увлажняли до влажности 7,8 % и окомковывали в разработанном сотрудниками ДонГТУ окомкователе, в котором боковая поверхность рабочего органа являлась усеченным конусом. В таком окомкователе шихта окомковывается, как отмечалось ранее, в рециркуляционном режиме [3], и получаемая в результате окомкованная шихта сравнительно однородна по крупности. Если неоднородность ситового состава шихты при ее окомковании в барабане

окомкователе по обычной технологии характеризуется коэффициентом вариации размера кусков равным 0,6 - 0,65, то шихты окомкованной в рециркуляционном режиме – 0,3 - 0,35. Смешивание и окомкование шихты проводили при скорости вращения барабана равной 17 об/мин. Продолжительность смешивания составляла 2 мин, а окомкования – 10 мин.

Шихта загружалась в аглочашу ровным слоем без уплотнения. Высота слоя шихты в опытах составляла 300 мм

Зажигание шихты № 1 производилось без пылеугольного топлива, остальных – с вдуванием в факел угольной пыли крупностью < 0,063 мм.

Во время зажигания шихты продолжительностью 2 минуты разряжение в вакуум-камере поддерживалось на уровне 800 мм вод. ст. (7,8 кПа). Спекание агломератов производилось при разряжении 1000 мм вод. ст. (9,8 кПа).

По завершении спеканий полученный агломерат разгружался на металлический противень, охлаждался до комнатной температуры, взвешивался и определялся его гранулометрический состав. Выход годного определялся по количеству в агломерате фракции размером больше 10 мм.

Результаты исследований влияния пылеугольного топлива на процесс спекания приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты спекания окомкованной в рециркуляционном режиме шихты с использованием пылеугольного топлива для ее зажигания

№ опыта	Расход ПУТ, кг	Скорость спекания, мм/мин	Выход годного агломерата, %	Производительность кг/мин	
				по спеку	по годному
1	0	20,0	66,9	0,29	0,19
2	0,01	21,4	75,6	0,30	0,23
3	0,02	20,0	78,5	0,29	0,23
4	0,03	18,8	75,7	0,25	0,19
5	0,04	21,4	71,4	0,30	0,21

Как следует из анализа полученных результатов, зажигание шихты с использованием пылеугольного топлива на скорость спекания, а значит и на производительность установки, существенного влияния не оказывает. При средней скорости спекания во всех опытах равной

20,3 мм/мин, в отдельных спеканиях она менялась неопределенным образом. Среднеквадратичное отклонение скорости спекания в отдельных опытных спеканиях составило 1,1 мм/мин.

В то же время выход годного агломерата при зажигании шихты с применением пылеугольного топлива возрос во всех опытах. В среднем во всех опытных спеканиях выход годного увеличился на 8,4 %. При этом установить зависимость увеличения выхода годного от расхода пылеугольного топлива в проведенном исследовании не удалось. Связано это с тем, что при вдувании в пламя горелки пылеугольного топлива практически невозможно добиться того, чтобы на поверхности слоя сгорала строго определенная его часть. Для решения этой задачи необходимо разработать специальное устройство для подачи ПУТ в факел или на поверхность слоя.

В таблице 2 приведен ситовый состав полученных агломератов и рассчитанные для него обобщенные характеристики (d_{cp} – средне-взвешенный размер куска, ν – коэффициент вариации размера кусков).

Данные таблицы 2 свидетельствуют о том, что зажигание шихты с использованием пылеугольного топлива способствует формированию более крупного и более однородного агломерата. Средняя крупность кусков агломерата возросла на 0,34 - 1,1 мм. При этом коэффициент вариации размера кусков уменьшился на 0,04 - 0,01.

Таблица 2 – Ситовый состав полученных агломератов и его обобщенные характеристики

№ опыта	Содержание, % фракций, мм				d_{cp}	ν
	+10	10-5	5-3	3-0		
1	68,68	12,41	11,47	7,45	11,80	0,42
2	75,60	12,74	10,83	0,83	12,74	0,32
3	78,52	8,31	12,24	0,92	12,91	0,32
4	75,70	11,83	6,36	6,11	12,59	0,35
5	71,43	10,90	14,53	3,15	12,16	0,38

Следует отметить, что улучшение ситового состава агломератов было достигнуто не за счет улучшения условий спекания в верхнем слое. Характеристики ситового состава верхнего слоя, согласно данным, приведенным в таблице 3, при зажигании шихты с применением ПУТ ухудшились. Очевидно, несгоревшие частицы пыли, подаваемой в факел, догорали не в поверхностном слое, а на некотором расстоянии от поверхности. Тем самым на более низких горизонтах улучшались усло-

вия спекания агломерата, что и привело к общему улучшению качества агломерата.

Для улучшения условий спекания шихты в верхнем слое необходимо усовершенствовать подачу пыли в факел, подобрать оптимальный ситовый состав пыли и обеспечить ее горение в необходимом режиме.

Таблица 3 – Ситовый состав поверхностного слоя агломератов

№ опыта	Содержание, % фракций, мм				d_{cp}	ν
	+10	10-5	5-3	3-0		
1	89,63	4,88	1,22	4,27	13,92	0,24
2	44,08	28,93	22,04	4,96	9,74	0,51
3	50,24	31,40	14,13	4,24	10,52	0,45
4	70,72	16,51	8,41	4,36	12,25	0,36
5	53,23	31,45	11,29	4,03	10,85	0,43

Технологию зажигания шихты с применением пылеугольного топлива предлагается реализовать следующим образом.

При зажигании и внешнем нагреве шихты за счет сжигания над ее слоем газообразного или жидкого топлива, часть этого топлива заменяется пылеугольным, количество которого колеблется от 20 до 80 % от расхода естественного или других видов топлива. При этом часть пылеугольного топлива сжигают вместе с газообразным или жидким топливом, а часть на поверхности шихты.

Количество твердого топлива, которое сжигается на поверхности шихты, составляет до 40% общего количества твердого топлива.

Например, согласно технологической инструкции по агломерационному производству ПАО «АМК», внешний нагрев шихты должен производиться продуктами сгорания газовой смеси, состоящей из 38-44 % природного с теплотой сгорания 32,8 МДж/м³ (7832 ккал/м³) и 62-56 % доменного газов с теплотой сгорания 3,56 МДж/м³ (852 ккал/м³). При этом теплота сгорания газовой смеси должна быть 14,6-16,3 МДж/м³ (3500-3800 ккал/м³).

Количество подаваемого в горн воздуха должно находиться в пределах 5 - 10 тыс. м³/час и газовой смеси – 0,6 - 1,5 тыс. м³/час.

Расчетные расходы газовой смеси и пылеугольного топлива, необходимые для обеспечения работы горна в соответствии с требованиями технологической инструкции, при содержании природного газа в смеси 38 %, приведены в таблице 4.

Как следует из приведенных в таблице данных, при замене газообразного топлива угольной пылью, расход смеси газов может быть снижен практически до нуля. В то же время поверхностный слой спекаемой шихты получает достаточно значительное количество теплоты.

Таблица 4 – Распределение пылеугольного топлива между факелом и поверхностью при различных режимах внешнего нагрева шихты в условиях ПАО «АМК»

Параметр	Расход газовой смеси, тыс. м ³ /час		Расход пыли, % к массе газовой смеси		Снижение расхода смеси, тыс. м ³	
	0,6	1,5	20	80	20	80
Количество тепла, МДж/час	9986,4	24966	-	-	-	-
Расход пыли, кг/час, при расходе смеси, тыс. м ³ :						
0,6	-	-	131	523	-	-
1,5			327	1309		
Сгорает пыли на поверхности шихты 40 %, кг/час при расходе смеси, тыс. м ³ :						
0,6	-	-	26	209	-	-
1,5			65	524		
То же в факеле, кг/час, при расходе смеси, тыс. м ³ :						
0,6	-	-	105	314	-	-
1,5			262	785		
Количество тепла, выделяемое при сгорании пыли в факеле, МДж/час	-	-	3142 7855	9426 23566	0,19 0,47	0,57 1,42
Количество тепла, выделяемое при сгорании пыли на поверхности, МДж/час	-	-	780 6890	6270 15720	-	-

Количество тепла, получаемое слоем в результате сгорания на поверхности слоя шихты при выбранных краевых условиях в пересчете на тонну агломерата, эквивалентно теплу сжигания топлива в количестве 0,25 - 5,0 кг. Учитывая, что в верхнем слое нехватка топлива составляет 1,0 - 1,3 кг, при вдувании в горн пылеугольного топлива создаются ус-

ловия не только для спекания качественного агломерата, но и для снижения расхода топлива на агломерацию в целом.

Подачу пылеугольного топлива в зажигательный горн по разработанной технологии целесообразно осуществлять двумя потоками. Схема подготовки и подачи пыли в горн приведена в ранее опубликованной работе авторов [1].

Организация работы зажигательного горна в предложенном режиме должно соответствовать основным положениям, изложенным в работах [1,2].

Предложенная технология опробована в аглоцехе ПАО «АМК». В результате опробования установлено, что дополнительный нагрев поверхностного слоя шихты за счет тепла полученного от сжигания пылеугольного топлива на показатели процесса спекания агломерата отрицательного влияния не оказывает. Напротив, качество агломерата верхнего слоя по визуальной оценке улучшается. В полной мере оценить влияние угольной пыли на аглопроцесс в производственных условиях пока не удалось из-за отсутствия соответствующего оборудования.

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненный анализ показал, что при спекании однородной по крупности шихты в верхний слой необходимо вводить дополнительное количество тепла.

Наиболее рационально вводить тепло путем неполного сжигания в горне пылеугольного топлива.

Библиографический список

Петрушов С.Н. Особенности подготовки и подачи пылеугольного топлива в зажигательный горн агломерационной машины / С.Н. Петрушов, И.Ф. Русанов, Н.И. Русанова // Сборник научных трудов ДонГТУ. – 2009. – № 28. – С. 151-158.

Пат. 28309 Україна, МПК С22В 1/16. Спосіб агломерації залізрудних матеріалів/ С.М. Петрушов, І.Ф. Русанов, Д.В. Лупанов, І.В. Плівко, Є.С. Масляков. № 200705557; заявл. 21.05.2007; опубл. 10.12.2007. бюл. № 20, 2007.

Пат. 53966 Україна, МПК С22В 1/00. Огрудкувач шихти / Є.В. Дорогий, Г.М. Попов, В.М. Дорофєєв, В.А. Козачишен. № 201004245; заявл. 12.04.2010; опубл. 25.10.2010. Бюл. № 20, 2010.

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

*д.т.н. Смирнов А.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина),
Левит М.Б.,
к.т.н. Семирягин С.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

РАЗРАБОТКА ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ДИНАМИЧЕСКОГО МЯГКОГО ОБЖАТИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА

Розроблено фізичну модель яка дозволяє імітувати «м'яке» динамічне обтиснення безперервнолитого слябу з рідкою серцевиною і проведена оцінка її адекватності для моделювання технологічних параметрів процесу.

***Ключові слова:** фізичне моделювання, безперервне розливання, м'яке обтиснення, сляб.*

Разработана физическая модель позволяющая имитировать «мягкое» динамическое обжатия непрерывнолитого сляба с жидкой сердцевиной и проведена оценка ее адекватности для моделирования оптимальных технологических параметров процесса.

***Ключевые слова:** физическое моделирование, непрерывная разливка, мягкое обжатие, сляб.*

На практике достаточно распространенными дефектами непрерывнолитых слябов из низколегированных марок стали являются осевая ликвация и осевая пористость.

В последнее время для подавления осевой пористости и ликвации при разливке качественных марок стали на промышленных МНЛЗ все большее применение получает метод так называемого «мягкого» механического обжатия («*soft mechanical reduction*») непрерывнолитой заготовки. Реализация процесса «мягкого» обжатия, заключающегося в создании сравнительно небольшого обжатия непрерывнолитых заготовок на стадии их неполной кристаллизации, при которой центральная часть поперечного сечения находится в жидком или в полутвердом состоянии. Это 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 [1-3].

Основными условиями для успешной реализации метода «мягкого» обжата являются:

- данные о рациональном соотношении твердой и жидкой фаз в месте приложения силы обжата в каждом конкретном случае;

- определение эффективных значений степени и динамики обжата с учетом прилагаемых сил;

- наличие системы, способной в реальном масштабе времени определять профиль затвердевания в зависимости от скорости разлива, марки стали, условий первичного и вторичного охлаждения и перегрева металла в проковше;

- наличие системы, позволяющей оперативно корректировать точку приложения сил обжата при изменении условий разлива.

Математическое описание процесса кристаллизации слитка в условиях «мягкого» обжата содержится в работах [3-6]. Однако создание адекватной математической модели, охватывающей ряд взаимосвязанных физических явлений и химических превращений, имеющих место при формировании непрерывнолитого слитка, весьма затруднительно. Это приводит к тому, что на практике не всегда реализуются выводы, сделанные на основе математического моделирования [6]. Поэтому вопрос разработки оптимальных параметров «мягкого» обжата непрерывнолитых слитков является актуальным.

Прямое изучение процессов, происходящих при затвердевании заготовки, затруднено и поэтому наиболее целесообразно применять косвенные методы исследования, основанные на моделировании. Наиболее эффективным методом исследования динамики затвердения различного рода слитков является физическое моделирование, поскольку в этом случае удастся контролировать отвод тепла от исследуемого объекта в совокупности с визуализацией основных процессов, сопровождающих наращивание твердой фазы.

Основной целью настоящей работы была разработка физической модели процесса «мягкого» обжата непрерывнолитого сляба и проверка ее адекватности.

Задача исследований на физической модели заключалась в изучении процессов, происходящих при деформации непрерывнолитого сляба с жидкой сердцевиной. В опытах, проводимых на модели, предназначенной для исследования процессов затвердевания сляба, по сравнению с производственными условиями могут изменяться материалы исследования, температура, давление, масштаб агрегата или установки и другие условия (при неизменности физической сущности процесса, который исследуется).

Известно, что результаты лабораторных опытов распространяются на группу явлений, если выполняются условия, которые сформули-

рованы в третьей теореме тождества: для тождества двух процессов достаточно и необходимо, чтобы они были качественно одинаковые и их определяющие критерии попарно эквивалентны.

В работе было принято, что моделирование затвердевания целесообразно осуществлять, имитируя поперечное сечение слитка, что позволяет визуализировать процессы деформации твердой корочки во времени, а также осуществлять измерение ее толщины.

Основные параметры физической модели поперечного сечения слитка определялись в следующей последовательности:

– геометрический масштаб μ_L выбирали из условия удобства проведения экспериментов (продолжительность одного эксперимента, возможность визуальных наблюдений и др.);

– временной масштаб μ_τ определяли исходя из идентичности критерия Фурье ($Fo = idem$)

$$\mu_\tau = \frac{a_m}{a_{st}} \cdot \mu_L^2, \quad (1)$$

где a_m и a_{st} – коэффициенты теплопроводности соответственно моделирующего вещества и стали.

Так как при кристаллизации моделирующего вещества присутствует развитая двухфазная зона, то для расчета временного масштаба следует использовать эффективные значения коэффициентов теплопроводности, которые можно определить с помощью уравнения

$$a_{эф} = \lambda / \rho (C + L / \Delta T_{кр}), \quad (2)$$

где λ – коэффициент теплопроводности вещества, Вт/(м К);

ρ – плотность вещества, кг/м³;

C – средняя массовая теплоемкость вещества, кДж/(кг К);

L – теплота кристаллизации вещества, кДж/кг;

$\Delta T_{кр}$ – интервал температур затвердевания, К.

– компенсация различий в физических параметрах стали и моделирующего вещества осуществлялась путем регулирования отвода тепла, при этом соблюдалось условие тождественности произведения критерия Био (Bi) и критерия фазового перехода (N) ($BiN=idem$) [7].

Очень важным моментом при физическом моделировании «мягкого» обжата непрерывнолитого сляба является выбор рабочего (моделирующего) вещества, используемого в модели которое должно удовлетворять следующим требованиям:

– моделирующее вещество должно эффективно воспроизводить разные явления, имеющие место при мягком обжате реального непре-

рывнолитого сляба. Затвердевание корочки сляба не должно сопровождаться какими-либо дополнительными физико-химическими процессами, которые могут существенно влиять на изучаемые явления;

- формирование кристаллической структуры в моделирующем веществе и стали должно проходить по единому механизму (на микро и макро уровне);

- растущие кристаллы должны иметь морфологическую устойчивость;

- для визуального наблюдения за процессом затвердевания, массопереноса и применения оптических методов сравнительных оценок и количественных измерений вещество должно быть оптически прозрачным в жидком, и, по возможности, в твердом состоянии;

- температура кристаллизации вещества должна быть близка к комнатной температуре, что исключает необходимость применения специальных приспособлений для проведения экспериментов;

- после кристаллизации корочка заготовки должна легко обрабатываться и подвергаться исследованию на выявление особенностей макроструктуры;

- моделирующее вещество должно быть относительно легкодоступным и недорогим, а также отвечать требованиям техники безопасности (в том числе не иметь вредных для организма последствий), не требовать специальных условий хранения и сложных технологий предэкспериментальной обработки.

Для исследования теплофизических процессов и явлений формирования твердой фазы при затвердевании на практике обычно применяют два типа моделей: «горячие» и «холодные». Для холодных моделей стремятся использовать прозрачные рабочие вещества органического и неорганического происхождения. В научной литературе [7] достаточно подробно описаны опыты на нафталине, парафине, воске, салоле, тимоле, битоле, бензофеноле, циклогексаноле, гипосульфите, камфене и др. веществах.

Принято считать, что такие вещества хорошо воспроизводят конфигурацию и динамику нарастания твердой фазы, процессы теплопереноса, формирования дефектов макроструктуры, а также зарождения, роста и диспергирования кристаллов.

Наиболее универсальным из веществ, получивших распространение при моделировании процессов затвердевания в последнее время, следует считать камфен (2, метилен-бициклогептан). Это вещество оптически прозрачно в жидком и твердом состоянии, имеет низкую температуру плавления (таблица), а также не оказывает вредного воздействия на человека и не требует специальных условий хранения и сложных технологий предэкспериментальной обработки. Камфен, как и сталь,

является дендритокристаллизующимся веществом, что позволяет моделировать процессы дендритного роста кристаллов и явления, происходящие в двухфазной зоне [8].

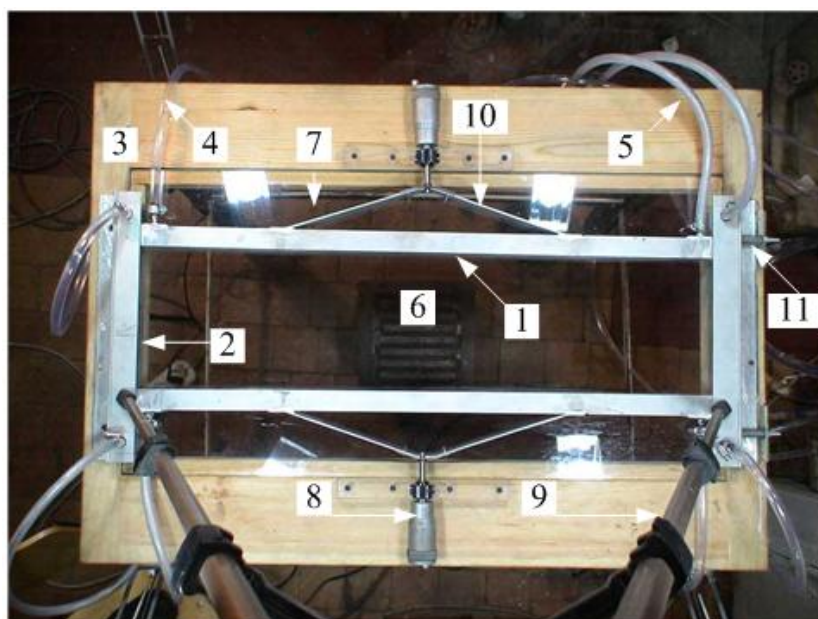
Таблица – Некоторые физические и теплофизические свойства стали и камфена

Параметр	Единицы измерения	Материал	
		Сталь углеродистая	Камфен
Температура плавления, ($t_{л}$)	$^{\circ}C$	1520	42-45
Интервал температур затвердевания ($\Delta t_{кр.}$)	$^{\circ}C$	50	2
Теплота кристаллизации (Q_o)	$кДж/кг$	267,5	40,2
Коэффициент теплопроводности (λ),	$Вт/м\cdot K$	29,1	–
		23,6	1,85
Средняя массовая теплоемкость (C),	$кДж/кг\cdot K$	0,69	2,1
		0,83	2,4
Плотность (ρ),	$кг/м^3$	7800	845
		7200	815
Коэффициент температуропроводности (α),	$м^2/с$	$6,3\cdot 10^{-6}$	–
		$4,6\cdot 10^{-6}$	$1,3\cdot 10^{-8*}$
Коэффициент линейного теплового расширения (β),	$1/K$	–	–
		$1\cdot 10^{-5}$	–
Кинематическая вязкость (ν),	$м^2/с$	–	–
		$6,3\cdot 10^{-7}$	$7,2\cdot 10^{-6}$

Примечание: в числителе – в твердом состоянии; в знаменателе – в жидком

Для моделирования метода мягкого обжатия непрерывнолитого слитка была изготовлена лабораторная установка (рисунок 1) представляющая собой поперечное сечение сляба сечением 220×700 мм. Стенки модели были изготовлены из пустотелого алюминиевого профиля сечением 25×25 мм и установлены на стекле толщиной 6 мм. Для охлаждения в каждой грани профиля были вварены патрубки для подвода и отвода охлаждающей воды ϕ 6 мм. Для реализации обжатия конструкция модели предусматривала возможность передвижения широких граней между узкими с помощью упора и винтового механизма, который позволял задавать обжатия по одной грани до 40 мм с шагом 0,1 мм. С помощью подпружиненных упоров осуществлялось более сильное прижатие узких граней к широким и исключалось образование зазоров в углах. Для предотвращения кристаллизации моделирующего вещества на стекле использо-

вали электрическую плиту и фен для прогрева мест нежелательной кристаллизации.



- 1, 2 – широкая и узкая грани кристаллизатора; 3 – подставка;
4, 5 – шланги для подвода и отвода воды; 6 – электрическая плита;
7 – стекло; 8 – устройство для обжаривания; 9 – штатив для видео камеры;
10 – упор для равномерного обжаривания; 11 – подпружиненные упоры

Рисунок 1 – Установка для физического моделирования метода «мягкого» обжаривания непрерывнолитого сляба

Лабораторные исследования проводили в следующей последовательности:

- подставку с помощью регулировочных винтов приваренных к ее ножкам и уровня выставляли в горизонтальное положение;
- затем монтировали каркас кристаллизатора, устанавливая его элементы на стекло и подставку с обязательным промазыванием горизонтальных зазоров силиконом для предотвращения протекания моделирующего вещества;
- после этого присоединяли к штуцерам шланги для подвода и отвода охлаждающей воды и закрепляли их с помощью хомутов. Для предотвращения протекания воды, в местах соединения, использовали специальную сантехническую паклю;
- перед заливкой камфена включали подачу воды;
- модельное вещество (камфен) разогревали на паровой бане до жидкого состояния после чего выливали его в полость модели кристал-

лизатора и начинали отсчет времени эксперимента, параллельно включая камеру для фиксации процесса кристаллизации.

Физическая модель выполнена в масштабе 1:2 по отношению к моделируемому объекту – непрерывнолитому слябу сечением 300×1500 мм. Температура заливки камфена составила $43 \pm 0,5$ °С. Среднее значение температуры воды для охлаждения стенок модели составило 18-20 °С, а расход $100 \text{ мм}^3/\text{с}$. В разработанной модели предусматривалась возможность регулирования расхода охлаждающей воды для каждой грани отдельно и измерения ее расхода с помощью расходомера. Температура воды на входе и выходе из модели измерялась с помощью ртутного термометра с точностью $\pm 0,1$ °С.

С целью предотвращения влияния теплоотвода через стекло и мениск расплава на процесс затвердевания высота модельного слоя жидкости была принята 20 мм. Процесс кристаллизации наблюдался визуально и фиксировался с помощью цифровой видеокамеры. По полученным видеофайлам осуществлялась количественная оценка кинетики затвердевания, деформации и трещинообразования в затвердевающей заготовке.

На первом этапе лабораторного эксперимента кристаллизацию моделирующего вещества осуществляли до достижения толщины затвердевшей корки 33 мм (30% твердой фазы). Такая толщина корки была достигнута за 169 мин эксперимента (рисунок 2). Т.е. скорость кристаллизации составила около 0,2 мм/мин., а коэффициент кристаллизации соответственно $2,54 \text{ мм}/\text{мин}^{0,5}$.

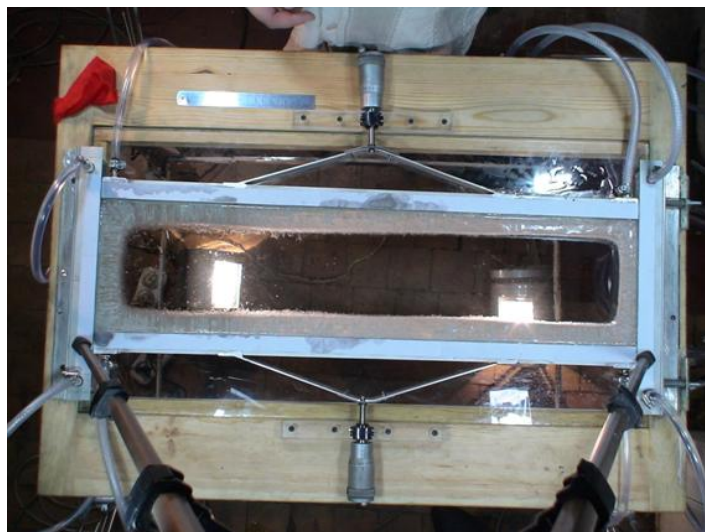


Рисунок 2 – Состояние моделирующего вещества через 169 мин от начала эксперимента

После этого осуществляли механическое обжатие оболочки слитка на глубину 5 мм для каждой грани и проводили обследования ее состоя-

ния. Деформации поверхности и трещин после такого воздействия установлено не было, что вероятно связано с частичным уплотнением твердой фазы и вытеснением жидкой фазы в вертикальной плоскости. При дополнительном обжати каждой грани на 5 мм произошло выпучивание твердой фазы в районе узких граней на высоту около 5 мм (рисунок 3), но трещин по периметру оболочки установлено не было.



Рисунок 3 – Выпучивание оболочки слитка возле узких граней при обжати на 10 мм (а, б) и характер кристаллизации моделирующего вещества (в)

Таким образом, в результате проведенной работы разработана установка и предложена методика исследований связанных с изучением воздействия «мягкого» обжати на качество сляба. Предварительные исследования на физической модели показали ее достаточную работоспособность, а также позволили установить некоторые технические и методиче-

ские недостатки. Предложенная модель впервые позволила визуализировать процессы, сопровождающие деформацию твердой корочки заготовки при ее мягком обжатии. При доле жидкой фазы около 30% деформация сляба на 10 мм не сопровождается трещинообразованием, однако имеет место выпучивание узких граней и частичное перетекание жидкости из объемов, подвергшихся обжатию в соседние объемы заготовки.

В ходе дальнейших исследований будут внесены корректировки в конструкцию экспериментальной установки и осуществлено моделирование основных параметров процесса динамического мягкого обжатия с целью определения их оптимальных значений, а именно соотношения доли твердой и жидкой фазы в момент механического воздействия, а также величины и скорости деформации оболочки слитка.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. *Непрерывная разливка стали* / А.Н. Смирнов, С.В. Куберский, Е.В. Штепан. – Донецк: ДонНТУ, 2011. – 482 с.

2. Бринза В.В. *Определение эффективных условий деформирования непрерывнолитых слябов с жидкой сердцевиной* / В.В. Бринза // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2002. – № 10. – С. 68-234.

3. Смирнов Е.Н. *Развитие научных основ повышения качества сортового проката из непрерывнолитой стали и совершенствование технологии производства; дис. доктора техн. наук: 05.03.05* / Смирнов Е. Н. – Донецк, 2009. – 577 с.

4. Буланов Л.В. *Математическая модель и расчет параметров «мягкого» обжатия непрерывнолитых заготовок* [Л.В. Буланов, Н.А. Юровский, Т.Г. Химич и др.]. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*, 2003. – № 8. – С. 126-130.

5. Мазур И.П. *Математическая модель упругопластического деформирования непрерывного слитка с жидкой сердцевиной* / И.П. Мазур, В.В. Барышев, М.О. Седых // *Производство проката*, 2002. – № 9. – С. 2-6.

6. Борисов В.Т. *Теория двухфазной зоны металлического слитка* / В.Т. Борисов. – М.: *Металлургия*. – 1987. – 224 с.

7. Смирнов А.Н. *Физическое моделирование условий формирования непрерывнолитой сортовой заготовки в кристаллизаторе высокоскоростной МНЛЗ* / А.Н. Смирнов, В.Е. Ухин, Е.Ю. Жибоедов // *Процессы лития*, 2009. – №1. – С. 33-42.

8. Smirnov A. *Rhomboidity Phenomena During Solidification in the CCM Mould* / A. Smirnov, V.Ukhin // *Simulation and Modelling of Metallurgical Processes in Steel-making, Steelsim 2009*. – September 8-10, 2009, Leoben /Austria. – CD-print.

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

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

ОПТИМИЗАЦИЯ СОДЕРЖАНИЯ ФОСФОРА В МЕДНЫХ СПЛАВАХ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПЛИТ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ

Встановлено, що при концентрації фосфору в міді вогневого рафінування в межах 40-120 ррт забезпечується теплопровідність матеріалу 370-400 Вт/м·К, температура знеміцнення 410-440 °С, а початку рекристалізації 370-400 °С, що не поступається аналогічним показникам матеріалів для кристалізаторів виготовлених з електротехнічної міді.

Ключові слова: *мідь вогневого рафінування, матеріал для кристалізаторів, вміст фосфору, фізико-механічні властивості.*

Установлено, что при концентрации фосфора в меди огневого рафинирования в пределах 40-120 ррт обеспечивается теплопроводность материала 370-400 Вт/м·К, температура разупрочнения 410-440 °С, а начала рекристаллизации 370-400 °С, что не уступает аналогичным показателям материалов для кристаллизаторов изготовленных их электротехнической меди.

Ключевые слова: *медь огневого рафинирования, материал для кристаллизаторов, содержание фосфора, физико-механические свойства.*

Эффективность функционирования машин для непрерывной разливки заготовок (МНЛЗ) в значительной степени зависит от эксплуатационных показателей работы кристаллизаторов. Важнейшим технологическим фактором при оценке работоспособности кристаллизатора является его способность обеспечивать интенсивный отвод тепла от заготовки к охлаждающей воде. К числу важнейших эксплуатационных показателей относится длительность работы кристаллизатора, которая обычно зависит от износостойкости рабочих поверхностей плит, которые, как

правило, имеют специальное защитное покрытие, а также способность сохранять геометрическую форму внутренней полости (без деформации плит) в течение всего цикла разливки [1].

Соответственно, одним из ключевых элементов, определяющим технический уровень и эксплуатационные возможности кристаллизатора МНЛЗ, является комплекс физико-механических свойств используемых для его изготовления меди или медного сплава. При этом процесс изготовления кристаллизаторов требует обеспечения высокого технологического уровня производства. Между тем, применяемые отечественные технологии промышленного производства плит для кристаллизаторов в целом значительно уступают зарубежным аналогам, что требует их усовершенствования на основе более глубокого понимания связи дефектов непрерывнолитой заготовки с конструктивными параметрами кристаллизатора МНЛЗ. Сравнение физико-механических свойств медных сплавов для плит кристаллизаторов представлено в таблице 1.

Целью настоящего исследования является комплексная оценка возможности получения высококондиционных медных плит для кристаллизаторов МНЛЗ на базе отечественных технологий и оборудования при использовании рафинированной меди, выплавляемой в условиях ПАО «Артемовский завод по обработке цветных металлов». При этом особое значение имеет необходимость оптимизации химического состава медного сплава в более узком диапазоне значений химических элементов.

Оптимизация химического состава сплава по критерию теплопроводность рассмотрена в работе [2]. Установлено, что для обеспечения оптимальных показателей теплопроводности и порога разупрочнения целесообразно обеспечивать наличие в сплаве остаточного содержания олова, серебра и никеля в пределах, указанных в таблице 1, а применительно к фосфору необходимо выполнить комплекс дополнительных исследований, направленных на определение его оптимального содержания в присутствии известного содержания других легирующих элементов.

Фосфор относится к примесям меди, которые образуют с ней химические соединения. Предельная растворимость фосфора в твердой меди при эвтектической температуре 714°C составляет 1,7%.

Фосфор является одним из основных раскислителей меди, повышает ее жидкотекучесть, улучшает механические свойства и способствует улучшению свариваемости. Однако остаток фосфора в меди после раскисления резко снижает ее электро- и теплопроводность. При содержании фосфора в сплаве 0,013-0,05% электропроводность меди снижается на 20-30% и более [5].

Таблица 1 – Физико-механические свойства низколегированных медных сплавов для кристаллизаторов МНЛЗ [3,4]

Марка меди (сплава)	Содержание легирующего компонента, %	Теплопроводность, Вт/(м·К)	Температура разупрочнения, °С
БрСр0,1 по ГОСТ 18175-78	Ag – 0,08-0,12	≤ 390*	300-325
БрО0,15 по ТУ	Sn – 0,12-0,17	≤ 350*	400
М1Ф по ГОСТ859-2001	P – 0,012-0,04	335-380	300-375
М2Р по ГОСТ859-2001	P – 0,005-0,06	260-400	250-375
Cu-GS(фирма KMEGmbH)	P – 0,03	340	350
CuAg-GS (фирма KMEGmbH, VAI)	Ag – 0,09; P – 0,006	377	370
Elbodur-G (фирма KME GmbH)	Cr – 0,65; Zr – 0,1	355	700
CuAg0,1(фирмаSaar MetallGmbH)	Ag – 0,08-0,12	386	360
CuCrZr38 (фирмаSaar MetallGmbH)	Cr – 0,50-1,50; Zr – 0,05-0,25	370	410
SECuAg0,10P (Carl Schreiber GmbH)	Ag – 0,08-0,120; P – 0,001-0,007	370	255
CuCr1Zr (Carl Schreiber GmbH)	Cr – 0,50-0,80; Zr – 0,05-0,12; Fe ≤ 0,02; Si ≤ 0,01; Al ≤ 0,05	340	370

* В сплавах БрСр0,1 и БрО0,15 содержание фосфора входит в сумму примесей и стандартом отдельно не регламентируется. Теоретически оно может составлять до 0,1%, что резко снижает теплопроводность.

Исследование причин пониженной пластичности на тонких медных лентах показало существенное влияние малых добавок фосфора на формирование микроструктуры.

В работе [6] установлено, что рекристаллизация меди с низким содержанием фосфора (0,0006 %) начиналась уже при 150 °С, в то время как начало рекристаллизации меди с содержанием фосфора 0,0029 % происходило при 300 °С и заканчивался процесс при 400 °С. При 350 °С процесс рекристаллизации в начальной стадии тормозился.

После отжига медь с низким содержанием фосфора характеризуется образованием очень неравномерной, блочной микроструктуры, которая начинает формироваться уже при 150 °С сохраняя свои особенности и после отжига при высоких температурах, а также длительных выдержках.

Более раскисленная медь после завершения процесса рекристаллизации при 400 °С и выше имеет относительно равномерную и устойчивую микроструктуру с тенденцией к ее укрупнению. Пластические свойства такой меди после рекристаллизации выше, чем у более чистой меди. Это объясняется качественным отличием сформировавшейся структуры металла.

Проведенные статистические исследования механических свойств медных радиаторных лент толщиной 0,06-0,07 мм после отжига в печах ЦЕП-290 показали, что глубина выдавливания при испытаниях по методу Эриксона колеблется от 5,3 до 8,6 мм ($R_n = 10$ мм) или от 2,6 до 4,2 ($R_n = 4$ мм). Это связано с различным формообразованием микроструктуры в процессе отжига.

Изучение зависимости механических свойств от микроструктуры отожженной медной ленты толщиной 0,3 мм показало, что при низком содержании фосфора и образовании блочной структуры значительно снижается величина предела прочности, твердости и относительного удлинения.

Таким образом, нижний предел по содержанию фосфора должен обеспечивать одновременно температуру разупрочнения не менее 300 °С при его содержании не менее 30 ppm. При меньшем содержании фосфора возможно развития явления «провала пластичности» [6], а верхний предел его содержания должен обеспечивать теплопроводность сплава близкую к теплопроводности меди (377 Вт/м·К).

При проведении исследований был проведен анализ зависимостей электросопротивления и температуры начала рекристаллизации для меди электролитического рафинирования, не содержащей микродобавок никеля, олова и серебра с концентрацией фосфора 0-300 ppm [6, 7].

Основные производители кристаллизаторов используют материал с пределом текучести не менее 265 МПа.

Диаграммы упрочнения [6] и справочные данные [7] показывают, что для получения предела текучести сплава 265 МПа необходимо обеспечить степень его деформации не менее 40%. Поэтому, для исследований были отобраны пробы от труб и шин длиной около 4 м, изготовленных из слитков диаметром 185 мм, полученных методом полунепрерывного литья меди огневого рафинирования.

Пробы отбирались от 10 различных партий металлопродукции, из которых 2 представляли собой электротехнические шины размером 6×35 мм и 10×30 мм, деформированные на 48% и 31% соответственно, а 8 – трубу Ø 22×4 мм, деформированную на 59%.

Шины используются для электротехнических нужд. Их выбор для исследований был обусловлен низким содержанием примесей в электротехнической продукции.

Образцы подвергались испытанию на разрыв при температуре 20⁰С, а так же после отжига с выдержкой 1ч в интервале от 200⁰С до 550⁰С с шагом 50⁰С. В точках, соответствующих резкому снижению предела прочности и твердости интервал уменьшался до 25⁰С. Кроме испытания на разрыв дополнительно анализировалось электросопротивление и твердость образцов.

Испытания на твердость производились на образцах длиной 50 мм по ГОСТ9012 HB1/10 на твердомере модель ZHV10 фирмы «Zwick/Roell». На этом же образце производились испытания на электропроводность вихретоковым методом по ГОСТ 27333 прибором Sigma Test 2.069 фирмы «Foerster Instruments» при частоте тока 60 кГц.

Для оценки влияния химического состава медного сплава на теплопроводность материала использовался показатель электросопротивления.

Химический состав сплава определяли на предварительно механически обработанной поверхности образца с шероховатостью не более Ra 2.5 атомно-эмиссионным методом в среде аргона на приборе ARL4460 с цифровым искровым генератором производства швейцарской фирмы «TERMO ARIEL». Каждый образец тестировали 3 раза и результаты усредняли.

Испытания на разрыв выполнялись на разрывной машине ИР5113-100-11 с программно-техническим комплексом, усилием 10т, производства г.Иваново, для шин по ГОСТ1494 (из шины вырезалась галтель с шириной рабочей части 20 мм при общей длине образца 250 мм), а испытания труб осуществлялись на образцах длиной 250 мм путем разрыва целиком по ГОСТ10006.

Отжиг образцов производили в лабораторной муфельной печи СНОЛ 1,6-2,5-1/11-42.

Теплопроводность материала для изготовления кристаллизатора экспериментально определить сложно. Проще и точнее ее можно определить путем пересчета значений электропроводности или удельного электрического сопротивления по номограмме Видемана-Франца в показатели теплопроводности [4].

После определения экспериментальных параметров для каждой партии строились кривые разупрочнения и определялась температура разупрочнения и температура начала рекристаллизации. За температуру разупрочнения принималась температура часового отжига, соответствующая половине падения прочностных свойств, в частности прочности и твердости, между максимальным и минимальным ее значением. За температуру начала рекристаллизации принималась температура соответствующая 10% падения прочностных свойств. Содержание основных эле-

ментов в исследованных образцах сплавов, температуры разупрочнения и теплопроводность представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Химический состав и значения исследуемых параметров опытных образцов медных сплавов

Вид и размер-продукции, мм	Содержание основных примесей, ppm					Температура разупрочнения (°С) по		Теплопроводность, Вт/м·К
	Fe	Sn	Ni	P	Ag	прочности	твердости	
Шина 6×35	6	24	108	7	113	399,7	408,3	414,5
Шина 10×30	6	24	107	3	112	406,7	411,6	412,6
Труба 22×4	51	25	93	120	130	436,5	437,4	370,9
Труба 22×4	101	25	91	255	138	458,1	460,7	346,8
Труба 22×4	87	21	103	108	137	424,7	434,2	379,3
Труба 22×4	51	24	97	124	139	436,1	430	360,9
Труба 22×4	54	22	95	89	120	438,7	434,6	383,4
Труба 22×4	85	25	91	178	140	458,5	447,7	355,6
Труба 22×4	97	24	92	228	139	456,6	463,7	347,3
Труба 22×4	48	24	91	141	141	438,5	434,8	372,7

По результатам исследований были построены зависимости, представленные на рисунке 1. Зависимость теплопроводности от содержания фосфора получена для неотожженного металла с учетом влияния предварительного наклепа.

Зависимость теплопроводности, а также температур разупрочнения по прочности и твердости от содержания фосфора в медном сплаве (рисунок 1) описывается соответствующими уравнениями регрессии (1-3)

$$y = 0,0007x^2 - 0,4517x + 416,08, R^2 = 0,967, \quad (1)$$

$$y = -0,0005x^2 + 0,3589x + 401,53, R^2 = 0,914, \quad (2)$$

$$y = -2E-05x^2 + 0,217x + 409,46, R^2 = 0,947. \quad (3)$$

Анализ данных таблицы 1 показывает, что используемые в настоящее время для изготовления кристаллизаторов МНЛЗ медные сплавы имеют достаточно широкий диапазон колебаний основных эксплуатационных свойств, а именно теплопроводности (260-390 Вт/(м·К)) и температуры разупрочнения (250-700 °С). Однако большинству используемых сплавов характерны более узкие пределы колебаний допустимых значений, составляющие для теплопроводности 340-390 Вт/(м·К), а для температуры разупрочнения 300-370 °С и существенно зависящие от содержания примесей в медном сплаве.

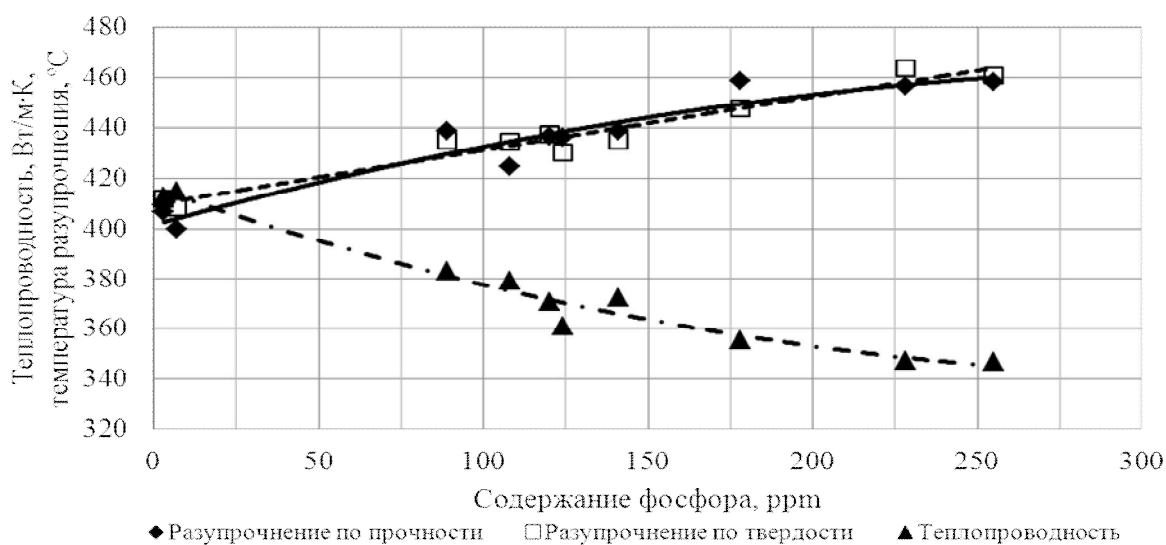


Рисунок 1 – Зависимости температуры разупрочнения и теплопроводности от содержания фосфора в сплаве

Обобщая графики зависимостей, представленные на рисунке 1, целесообразно предположить, что рациональное содержание фосфора в сплаве находится в интервале 40-120 ppm. При этом теплопроводность сплава будет находиться в интервале 370-400 Вт/м·К, температура разупрочнения составит 410-440 °С, а температура начала рекристаллизации 370-400 °С. Кроме того, такой интервал содержания фосфора технологически возможно выдержать в процессе отливки слитков.

Дополнительно установлено, что нормализационный отжиг после холодной деформации в интервале температур 320-350 °С способен повысить теплопроводность сплава на 1-2%.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлены оптимальные пределы содержания фосфора в меди огневого рафинирования обеспечивающие уровень ее физико-механических свойств не ниже показателей характерных для сплавов получаемых из катодной меди.

Однако кроме фосфора на свойства материала изготовленного из рафинированной меди могут оказывать влияние и другие примеси сплава содержание которых отличается от значений характерных сплавам получаемым из катодной меди. Поэтому дальнейшие исследования будут направлены на изучение их комплексного влияния на физико-механические свойства рафинированных сплавов.

Библиографический список

1. Смірнов О.М. Безперервне розливання сталі: підручник / О.М. Смірнов, С.В. Куберський, Є.В. Штепан // Алчевськ: ДонДТУ. – 2010. – 520 с.

2. Смирнов А.Н. Оценка физико-механических свойств рафинированной меди как материала для рабочих стенок кристаллизаторов МНЛЗ / А.Н. Смирнов, И.В. Шутов, Д.В. Спиридонов, С.В. Куберский, Е.Н. Смирнов // Сбор. науч. трудов. - Вып. №35. – Алчевск: ДонГТУ, 2011.– С. 114-122.

3. Brower J.K., Powers M.J., Rapp K.D. New developments and the versatility of high-hardness nickel-alloy coatings for mold liner // Proceedings Continuous Casting Conference'08. Linz, May 26-27, 2008. – Vienna: Siemens AG, 2008. – 10 p.

4. Николаев А.К. Применение жаропрочных медных сплавов в кристаллизаторах непрерывного литья слитков / А.К. Николаев, Г.В. Ашихмин. - Цветная металлургия, 2003. - №11. – С.28-36.

5. Осинцев О.Е. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки: справочник. / О.Е. Осинцев, В.Н. Федоров/ - Москва, Машиностроение, 2004. – 336 с.

6. Сысоева А. И. Исследования структуры и свойств ленты и проволоки из меди и латуни / А. И. Сысоева, А. Я. Агужен, В. В. Бравая, Е. Н. Еловских. – Цветные металлы, 1994. - № 12. – С.58-60.

7. Осинцев О.Е. Медь и медные сплавы. Отечественные и зарубежные марки: справочник./ О.Е. Осинцев, В.Н. Федоров. - М.: – Машиностроение, 2004. – 336с.

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

*д.т.н. Новохатский А.М.
Скляр А.В.,
Михайлюк Г.Д.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ВЛИЯНИЕ ЧЕРЕДОВАНИЯ ЧУГУННЫХ ЛЕТОК НА ХОД ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

Виконано аналіз впливу зміни чавунної льотки на хід доменної печі з використанням інформації системи контролю стану горна. Встановлено вплив затримки перехідного випуска на технологічні параметри доменної плавки. Наведені пропозиції що до стабілізації технології плавки.

***Ключові слова:** доменна піч, режим випусків, чергування чавунних льоток, система контролю стану горна, хід доменної плавки, ведення доменного процесу.*

Выполнен анализ влияния смены чугунной летки на ход доменной печи с использованием информации системы контроля состояния горна. Установлено влияние задержки переходного выпуска на технологические параметры доменной плавки. Приведены предложения по стабилизации технологии плавки.

***Ключевые слова:** доменная печь, режим выпусков, чередование чугунных леток, система контроля состояния горна, ход доменной плавки, ведение доменного процесса.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

При интенсификации работы доменных печей наиболее часто начали встречаться расстройства работы горна, которые приводят к переполнению печи продуктами плавки, неполному выпуску чугуна и шлака, подвисанию столба шихтовых материалов и самостоятельной или принудительной осадке, ухудшению дренажных условий и технико-экономических показателей работы.

Анализ исследований и публикаций.

Расстройства работы горна связаны в основном с его загромождением и ухудшением дренажных условий в коксовой насадке в результате образования застойных зон по причине неправильного режима выпусков продуктов плавки, геометрических расположений чугунных леток и их чередованием в период выпуска продуктов плавки.

Постановка задачи. Целью данной работы является использование современных средств контроля состояния горна доменной печи для совершенствования технологических методов управления ходом доменной плавки.

Изложение материала и его результаты. На четырех доменных печах №1, 3, 4, 5 ПАО «Алчевский металлургический комбинат» внедрены системы контроля состояния горна [1], которые используют в качестве основной информации изменения электрограмм на кожухе нижней части печи в 10-14 секторах, в зависимости от объема печи, и ряд других параметров.

Данная система является многофункциональным средством контроля работы низа доменной печи. Система решает следующие задачи:

- определение момента начала и конца выпуска чугуна и шлака через чугунные летки;
- контроль изменения уровня расплава по окружности горна доменной печи
- контроль тенденции изменения теплового состояния доменной печи;
- контроль изменения дренажных условий в горне;
- контроль момента оползания гарнисажа;

Удельная производительность доменных печей ПАО «АМК» достигает 2,0 т/(м³·сутки) и более, что потребовало значительных изменений в технологии выдачи продуктов плавки и, как следствие, увеличения количества выпусков до 18 на ДП№ 1 и 16 на ДП№ 5.

ДП№ 1 оборудована тремя чугунными летками, которые расположены под углами 150° (1-2 и 1-3) и 60° (2-3), при этом используются различные режимы выпусков:

- чередование леток по окружности печи;
- чередование "диаметрально" расположенных леток;
- чередование леток, расположенных под углом 60°.

Рациональное расположение чугунных леток на доменной печи №1 и оптимальный режим выпусков продуктов плавки, в сочетании с использованием большого количества пылеугольного топлива – до 160-170 кг/т чугуна, позволили добиться производительности печи на уровне 6400-6600 т/сутки, что составляет удельную производительность 2,13-2,20 т/(м³·сутки).

На ДП№ 5 имеется только две чугунные летки, расположенные под углом 45°, а выпуска продуктов плавки осуществляются на одну летку в течение суток. Такая работа чугунных леток влечет нарушение дренажных условий горна и снижение производительности печи до 3000 т/сутки или удельной производительности 1,75 т/(м³·сутки).

Используя данные системы контроля состояния горна доменной печи, было определено влияние чередования чугунных леток на ход доменной печи № 5 объемом 1719 м³. На рис. 1 представлен характер изменения электрограмм по высоте и окружности кожуха печи в районе воздушных фурм № 1, 3, 5, 7, 9, 11, 13, 15, 17, 19.

В период накопления или выдачи продуктов плавки в горне действуют законы гидродинамики. Изменение величины слоя шлака в период выпуска и наполнения горна происходит в строгой закономерности [2]. По окончании выпуска, через отверстие лётки прорываются горновые газы, и процесс выдачи продуктов плавки прекращают путём закрытия канала чугунной лётки огнеупорной массой. Во время выпуска уровень чугуна имеет горизонтальную поверхность, а слой шлака различен по окружности печи, так как образуется депрессионная воронка [3]. Минимальный уровень шлака находится в районе лётки, а максимальный – с противоположной стороны горна. В таблице 1 представлен режим выпусков за приведенный на рис.1 промежуток времени.

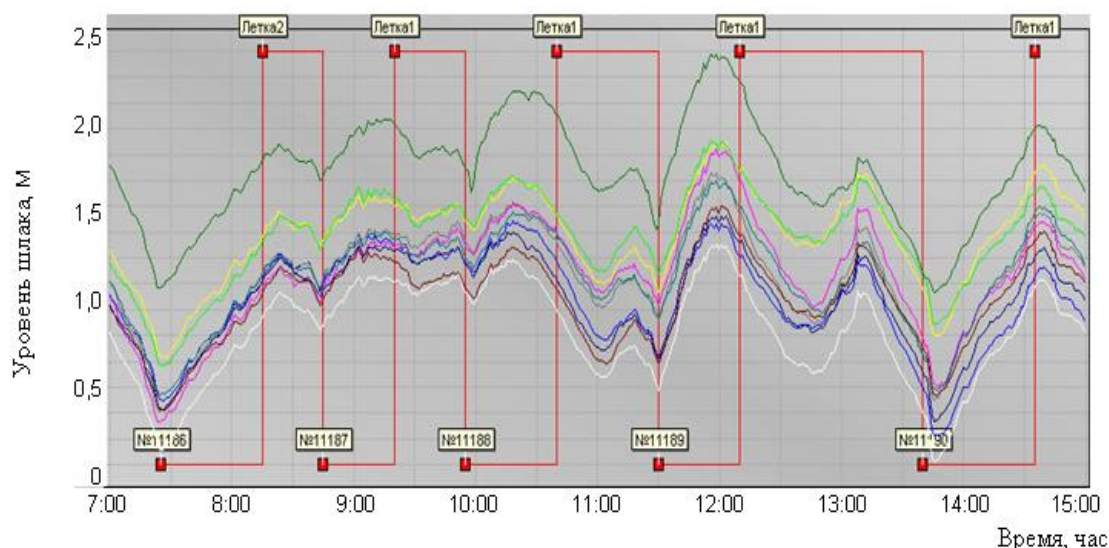


Рисунок 1 – Изменение уровня шлака по окружности горна доменной печи

Таблица 1 – График открытия и закрытия выпусков

№ выпуска	11186	11187	11188	11189	11190
время начала выпуска, час-мин	6-30	8-15	9-20	10-40	12-10
время окончания выпуска, час-мин	7-25	8-45	9-55	11-30	13-40

В период выпуска № 11186 на чугунную летку № 2 дренажные условия были удовлетворительные, поскольку уровень шлака уменьшился на 0,4-0,7 м относительно горизонта канала летки по окружности печи.

На выпуске № 11187 критически малая длина чугунной летки № 2 (2,0 м) не позволила произвести полноценный выпуск (180 т чугуна и 2 чаши шлака, а на предыдущем – 288 т чугуна и 4,5 чаши шлака) и качественно продуть летку. Поэтому уровень шлака опустился относительно горизонта канала чугунной летки лишь незначительно.

Выпуск № 11188 был переходным, и система контроля показала переполнение горна продуктами плавки, что в свою очередь подтвердилось повышением нижнего перепада давления газов с 0,7 ати до 0,82 ати (рис 2). Переход на чугунную летку № 1 только усугубил ситуацию, так как на нерабочей летке первый выпуск всегда проходит не полным из-за плохих дренажных условий коксовой насадки (150 т чугуна и 2,5 чаши шлака). Данное обстоятельство потребовало снижения расхода дутья после закрытия летки (рис.3), поскольку в противном случае произошло бы подвисание столба шихтовых материалов, что привело бы к аварийной ситуации.

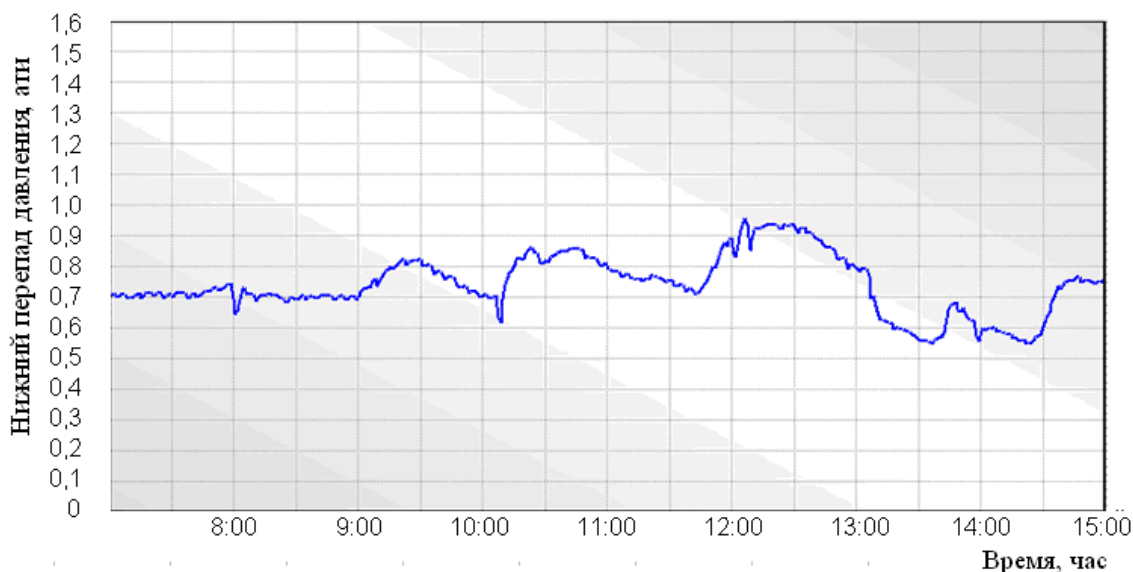


Рисунок 2 – Изменение нижнего перепада давлений, ати

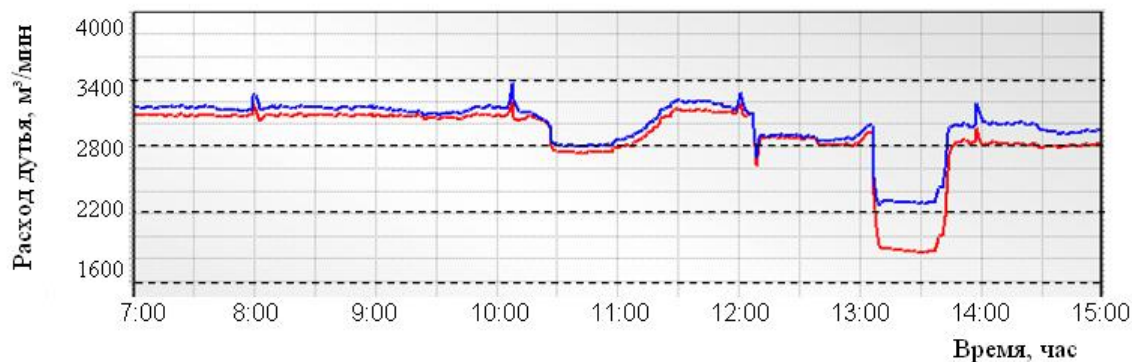


Рисунок 3 – Изменение расхода дутья, м³/мин

Следующий выпуск № 11189 на ч/л № 1 был более полным, однако было отмечено ухудшение дренажных условий горна, что было зафиксировано системой контроля. Изменение уровня расплава в период выпуска свидетельствовало о наполнение горна продуктами плавки в период выпуска. Авторы, совместно с технологическим персоналом, приняли решение снизить форсировку печи, путем уменьшения содержания кислорода в дутье с 26,5 % до 25,0 % или на 4000 м³/час. Это позволило опустить столб шихтовых материалов, что подтвердилось характером движения шихты на колошнике, увеличить интенсивность выхода продуктов плавки и уменьшить уровень шлака в горне (180 т чугуна и 4,5 чаши шлака).

Третий выпуск на ч/л № 1 был похож на предыдущий, но с более выраженным расстройством, что потребовало более решительных мер, вплоть до снижения давления газа под колошником с 1,15 ати до 0,3 ати (рис. 4). Только после этого удалось выдать 398,9 т чугуна и 5 чаш шлака, и тем самым, понизить уровень расплава и улучшить дренажные условия.

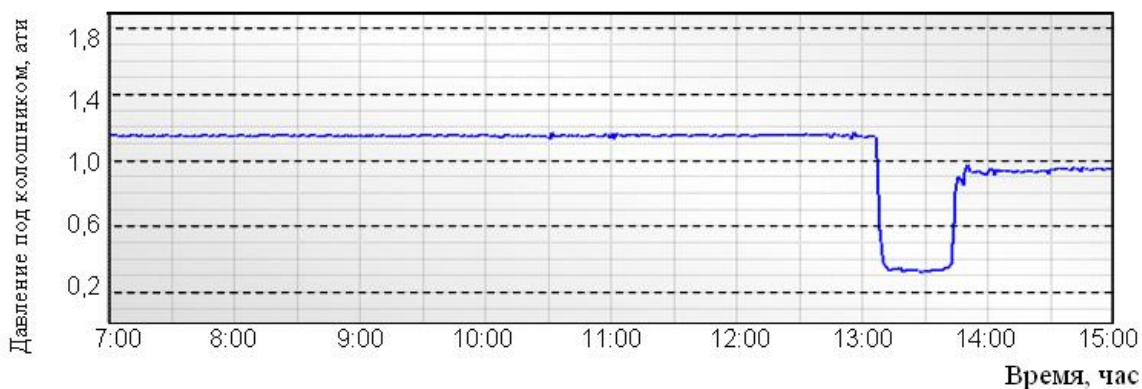


Рисунок 4 – Изменение давления под колошником, ати

После этого дутьевые параметры были частично восстановлены и увеличена интенсивность плавки.

Изменение характера электрограмм, снимаемых с кожуха горна печи во время выпуска (рис. 1), обусловлено низкой скоростью выхода продуктов плавки относительно скорости наполнения печи, в следствии ухудшения дренажных условий в коксовой насадке. В данном случае потери производства составили 250 тонн чугуна или 7.3 %. Своевременные действия авторов и технологического персонала позволили стабилизировать ход доменной печи, минимизировать потери производства и предотвратить аварийную ситуацию (заливка воздушных фурм чугуном и шлаком, которая сопровождается остановкой печи не менее, чем на 8 часов).

Выводы.

1. Высокопроизводительная работа доменных печей с большим количеством топливных добавок ПУТ – 170 кг/т чугуна требует особого внимания к режиму выпусков и качеству заправочных материалов, для обеспечения высокой стойкости летки, при прохождении большого количества продуктов плавки, и сокращения времени «коксования» массы в канале чугунной летки при снижении времени между выпусками.

2. Открытие переходного выпуска необходимо производить на 10-15 минут раньше, чем остальных выпусков. При этом следует использовать буры с более широким пером (70-80 мм) для обеспечения высокой скорости выхода продуктов плавки.

3. На основании данных системы контроля состояния горна, при первых признаках наполнения горна в период выпуска, следует принять все меры для обеспечения полноты выдачи продуктов плавки (сокращение расхода дутья или кислорода), а при необходимости перевести печь на тихий ход.

4. Для уменьшения потерь производства на металлургических предприятиях Украины следует установить систему контроля за состоянием горна, которая позволяет осуществлять:

- оптимизацию режимов выпусков жидких продуктов плавки;
- стабилизацию теплового состояния низа доменной печи;
- стабилизацию дренажных условий в горне печи;
- снижение окружной неравномерности работы низа печи, увеличение стабильности схода шихтовых материалов и температурного поля периферии доменной печи.

Библиографический список

1. *Новохатский А.М. Система контроля работы горна доменной печи / А.М.Новохатский, Г.Д. Михайлюк // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. – Алчевск, 2003. – Вып.17. – С. 276-282.*

2. *Новохатский А.М. Совершенствование режима выпуска продуктов плавки из горна доменной печи / А.М.Новохатский // Вісник приазовського державного технічного університету. – 2008. – №18. – С.19-22.*

3. *Новохатский А.М. Аналитический метод определения изменений геометрических размеров шлаковой депрессионной воронки в период выпуска продуктов плавки из горна доменной печи / А.М. Новохатский // Металл и литьё Украины. – 2008. – №5. – С.47-49.*

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

*д.т.н. Смирнов А.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина),
к.т.н. Куберский С.В.,
Довгалюк Г.Я.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ВНЕДРЕНИЕ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ – ПЕРСПЕКТИВНЫЙ ПУТЬ РЕСТРУКТУРИЗАЦИИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Проаналізовано переваги реструктуризації металургійних підприємств шляхом заміни традиційних технологій розливання і прокатки металу сучасними ливарно-прокатними модулями. Показано, що такий спосіб реконструкції є досить ефективним для інтегрованих підприємств України та міні металургійних заводів.

Ключові слова: реструктуризація, ливарно-прокатний модуль, механічні властивості, якість прокату.

Проанализированы преимущества реструктуризации металлургических предприятий путем замены традиционных технологий разлива и прокатки металла современными литейно-прокатными модулями. Показано, что такой способ реконструкции является достаточно эффективным для интегрированных предприятий Украины и мини металлургических заводов.

Ключевые слова: реструктуризация, литейно-прокатный модуль, механические свойства, качество проката.

Продукция металлургического комплекса занимает важное место в экспортном потенциале Украины. Более 70% металлопродукции отечественных предприятий ежегодно экспортируется в страны СНГ, Азии, Европы и даже США. Кризисные явления в мировой экономике ярко проявившиеся в 2008-2009 годах выявили наиболее уязвимые элементы украинской металлургии.

К основным проблемам присущим отечественным металлургическим предприятиям и отрасли в целом можно отнести:

- значительный износ основных фондов;
- недостаточно совершенную структуру производства;
- высокую энерго- и материалоемкость технологических циклов;

- низкий уровень автоматизации и внедрения современных высококорентабельных технологий;
- отсутствие достаточного ресурса оборотных средств необходимых для реконструкции и внедрения новых технологических процессов и многое другое.

Все это оказывает значительное влияние на конкурентоспособность как отдельных предприятий так и отечественного металлургического комплекса в целом. Вместе с тем, поскольку для мировой экономики характерно постоянное изменение конъюнктуры, проблема разработки и осуществления программы мер по поддержке экспорта страны на мировом рынке, увеличению или, по крайней мере, сохранению его удельного веса в мировой торговле представляется крайне актуальной и значимой.

В настоящее время украинские производители стали ощущают необходимость в повышении конкурентоспособности продукции в условиях значительного роста требований к энерго- и ресурсосбережению для всего металлургического цикла. Решить эту проблему без серьезных мероприятий по реформированию системы технологических процессов представляется весьма проблематичным.

Многие металлургические предприятия Украины испытывают значительные трудности в части проведения программ по повышению эффективности функционирования технологических циклов. Это, прежде всего, вывод из эксплуатации так называемых «неэффективных» мощностей или же коренная реструктуризация таких циклов с целью достижения признанных мировых показателей. К числу наиболее актуальных задач для украинской металлургии следует отнести проблему реструктуризации большинства сталеплавильных цехов. Это обусловлено тем фактом, что они построены более 50 или 60 лет назад и в настоящей системе производственных процессов не могут полностью удовлетворять требованиям научно-технического прогресса [1,2].

Одной из основных задач для интегрированных заводов черной металлургии Украины является реструктуризация сталеплавильного производства с заменой устаревшего энергоемкого цикла производства металлопродукции по схеме «сталеплавильный агрегат – разливка стали в слитки – прокатка на блюминге или слябинге» на современный цикл «сталеплавильный агрегат – внепечная доводка стали в ковше – непрерывная разливка». Такая схема обеспечивает целый ряд преимуществ, существо которых сводится к повышению выхода годной продукции в среднем на 15-20% и снижению энергопотребления за счет вывода из эксплуатации крайне энергоемких обжимных станов.

Несмотря на достаточно очевидные преимущества технологических процессов на базе непрерывной разливки стали, реализация этой

концепции требует новых подходов и высокоэффективного оборудования, что обусловлено следующими специфическими особенностями:

- большинство сталеплавильных цехов Украины построены в то время, когда процессы непрерывной разливки не получили широкого развития и соответственно в их компоновке не была предусмотрена такая возможность;

- сталеплавильные цехи Украины оснащены преимущественно конвертерами или мартеновскими печами большой единичной мощности, что обуславливает большую емкость ковшей (порций разливаемого металла) и соответственно требует применения машин непрерывной разливки стали (МНЛЗ) высокой производительности;

- металлургические предприятия имеют определенную сложившуюся десятилетиями структуру прокатного производства, что соответственно требует ее совмещения с новыми технологиями получения металлургической заготовки.

Принимая за объективную реальность сам факт потребности в изменениях технологического плана, необходимо иметь в виду, что их эффективность будет во многом зависеть от концепции управления, охватывающей запланированные, организуемые и контролируемые переменные в области стратегии, производственных процессов, структуры и культуры предприятий. Принципиально важным является вопрос противостояния предприятия изменениям внешней среды (за счет предварительных мер или ответной реакции) и сохранения его жизнеспособности. В этом плане любое металлургическое предприятие имеет определенную совокупность компонент экономического, технологического, политико-правового, социально-культурного и физико-экологического характера.

Как показывает анализ, в современной ситуации жесткой конкурентной борьбы ни одно металлургическое предприятие не может себе позволить значительное снижение объемов производства на длительный период. Поэтому вопросы реструктуризации сталеплавильного производства наиболее целесообразно решать в плоскости сохранения объемов производства, то есть без его остановки. Такой подход требует принципиально новых решений как в части управления предприятием, так и в части эволюционно-революционной трансформации производственно-технологической структуры.

Рассматривая реструктуризацию как радикальный способ преобразования металлургического предприятия в части активов, собственности, финансов, управления, кадров, технологии и пр. [3-6], отметим, что она предполагает комплекс мероприятий стратегического (долгосрочного) характера при условии дееспособности предприятия в любой краткосрочный период с минимальными искажениями.

Из новых высокоэффективных решений по реструктуризации отечественных интегрированных металлургических предприятий максимальное распространение может получить технология и оборудование для выплавки стали в конвертерах или дуговых печах с разливкой тонких слябов, совмещенной с прокаткой этих слябов на лист без промежуточных циклов охлаждения и подогрева заготовки. Актуальность применения таких систем в целом представляется безусловной поскольку они обеспечивают значительный энергосберегающий эффект в сравнении с классическими схемами получения листа. Более того, следует также иметь в виду тот фактор, что большинство прокатных станков в странах с традиционно развитой металлургией требуют либо их коренной реконструкции, либо радикальной замены на новые агрегаты, что само по себе представляется крайне дорогостоящим мероприятием.

В настоящее время в мире насчитывается 61 цех с литейно-прокатными модулями (ЛПМ), которые производят более 80 млн. т листа в год [7, 8]. ЛПМ успешно функционируют как в условиях конвертерных цехов, так и на мини металлургических заводах. Более того, успешная реализация концепции ЛПМ фактически создала все базовые предпосылки для промышленного производства плоского проката на мини-заводах с выплавкой стали в дуговых сталеплавильных печах. Механические свойства листа, прокатанного из тонкого сляба, характеризуются высокой однородностью ($\pm 5\%$), высоким сопротивлением усталостному разрушению, высокой пластичностью при низких температурах и пр.

Основная доля таких мини-заводов приходится на США (около 40 %), Западную Европу (более 20 %) и развивающиеся (включая Китай) страны (27 %). В Западной Европе функционирует 7 ЛПМ, разработанных различными фирмами-производителями оборудования. На пространстве бывшего СССР имеется лишь один мини металлургический завод – ОАО «Выксунский металлургический завод» (Россия), где в 2008 г. реализована технология ЛПМ. Завод сооружен генеральным подрядчиком – фирмой «Danieli» (Италия).

В целом технологическая система на базе ЛПМ может быть представлена следующим образом: выплавка стали в дуговой печи (или конвертере) – доводка стали на установке «ковш-печь» (вакуумирование стали в ковше) – разливка стали на слябы (толщина сляба 50-70 мм) и горячая прокатка слябов в технологической цепочке ЛПМ – прокатка на станах холодной прокатки.

При этом, как показала практика, для получения 1 т холоднокатаного листа достаточно 1,10-1,12 т жидкой стали, а значительный энергосберегающий эффект достигается, главным образом, за счет сокраще-

ния технологической цепочки и исключения дополнительных циклов охлаждения и нагрева заготовки.

ЛПМ успешно разрабатываются несколькими ведущими машиностроительными фирмами мира. Лидером в создании ЛПМ (по объему разработок и количеству реализованных агрегатов) является фирма «SMS-Demag». Собственную концепцию ЛПМ разработала фирма «Mannesmann-Demag» (Германия) и дала ей название ISP (In-line Strip Production). Она реализована в 1992 г. на заводе в Кремоне (Италия) фирмы «Acciaieria Arvedi» (Италия). Серьезные научные и конструкторские разработки в этой области выполнены фирмой «Danieli». Фирма «Siemens VAI» (Германия-Австрия) также рассматривает создание ЛПМ как перспективное направление.

Современная практика применения ЛПМ показывает, что их разливочный модуль представляет собой, как правило, высокофункциональную одноручьевую МНЛЗ, в которой совмещены все основные достижения в области разливки стали.

Прокатная часть ЛПМ может быть совмещена с одной или двумя МНЛЗ в зависимости от номинальной производительности цеха (рисунок 1). По сути ЛПМ представляет собой хорошо гармонизированную и автоматизированную систему, состоящую из тонкослябовой МНЛЗ, участка подогрева (выравнивания температуры) сляба и очистки его от окалины, и прокатного стана для получения горячекатаного листа заданной толщины.



Рисунок 1 – Технологическая схема производства проката на литейно-прокатном модуле

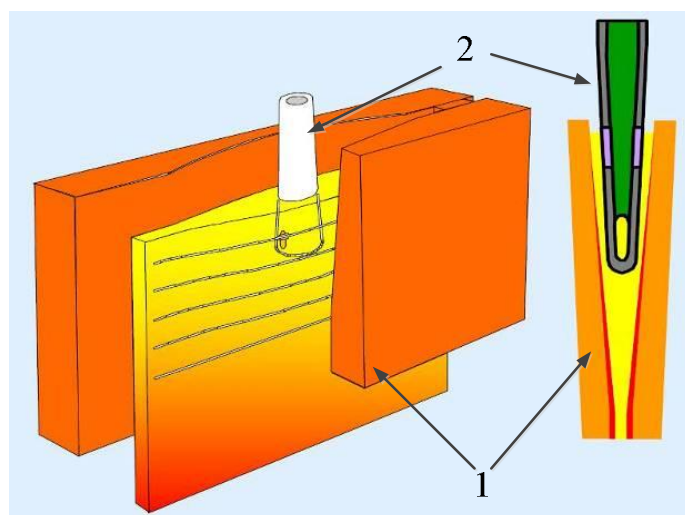
Основные решения, обеспечивающие эффективность технологии разливки стали на ЛПМ, заключаются в следующем:

– сокращение до минимума числа промежуточных этапов технологического процесса (исключение промежуточных этапов охлаждения и нагрева заготовки и т.п.) за счет гармонизации процесса разливки стали и прокатки заготовки;

– концепция ЛПМ не предусматривает промежуточного контроля качества заготовки и, тем более, сортировку и зачистку. В таких услови-

ях стабильность работы литейной части модуля достигается за счет жесткого обеспечения ряда показателей качества жидкой стали в ковше перед разливкой (включая температуру);

– создание системы сопряженных технических решений, обеспечивающих разливку стали с высокими скоростями на тонкий сляб. Основной задачей при этом является обеспечение стабильного подвода жидкой стали в вертикальный кристаллизатор и равномерное ее распределение по всей ширине сляба. С этой целью фирмой «SMS-Demag» запатентовано, например, оригинальное решение для внутренней полости кристаллизатора – в верхней части ему придается воронкообразная форма, обеспечивающая введение погружного стакана (рисунок 2). При этом ведущими производителями высококачественных изостатических огнеупоров разработаны специальные конструкторские решения для нижней части погружных стаканов. Эти решения сводятся к обеспечению подачи металла в кристаллизатор плоскими струями (рисунок 2). Такая конфигурация погружных стаканов получила название «бобровый хвост»;



1 – кристаллизатор; 2 – погружной стакан типа «бобровый хвост»;

Рисунок 2 – Принципиальная схема подвода стали в кристаллизатор тонкослябовой МНЛЗ

– конструкция кристаллизатора тонкослябовой МНЛЗ предусматривает возможность изменения ширины сляба непосредственно в процессе разливки (максимальное изменение ширины, как правило, составляет не более двух раз). Длина кристаллизатора составляет 0,9-1,0 м. Скорость вытягивания сляба в таких МНЛЗ составляет 5-10 м/мин;

– механизм качания кристаллизатора МНЛЗ выполняется с гидравлическим приводом, позволяющим обеспечить свободный выбор

амплитуды и частоты колебания в процессе разлива стали и корректировать эти параметры при изменении скорости вытягивания заготовки. Закон колебания кристаллизатора – несинусоидальный. Такой закон колебания обеспечивает максимальное время контакта непрерывнолитого слитка и стенок кристаллизатора при движении с примерно одинаковой скоростью (минимальное относительное движение), что минимизирует вероятность «травмирования» твердой корочки – поверхности слитка;

– применение системы электромагнитного торможения потока металла, подаваемого в кристаллизатор. Электромагнитный тормоз создает в верхней части кристаллизатора регулируемое по напряжению электромагнитное поле. Втекающая в него жидкая сталь пересекает это поле и в ней наводятся напряжения и токи, которые «закорачиваются» в стали. Вызываемые этим процессом силы тормозят потоки стали и обеспечивают равномерно распределенное движение металла вниз и по сечению сляба;

– применение автоматических систем: поддержания уровня металла в кристаллизаторе; динамического контроля затвердевания слитка и предотвращения прорывов твердой его корочки под кристаллизатором; подогрева заготовки в туннельной печи и т.п.;

– реализация технологии литья слябов с дополнительным многоточечным обжатием заготовки с жидкой сердцевиной непосредственно в ЗВО (до толщины 35-40 мм). Эффективность реализации такого обжатия во многом зависит от места его начала и окончания. На современных тонкослябовых МНЛЗ, имеющих высокий уровень автоматизации, это достигается посредством непрерывного определения конфигурации жидкой лунки и соответствующей коррекцией начала и окончания обжатия. Собственно коррекция осуществляется использованием (или не использованием) в процессе обжатия первых и последних пинч-роликов. Общая величина такого обжатия для тонкослябовых МНЛЗ достигает 20-30 мм. Следует отметить, что компании, разрабатывающие ЛПМ без использования воронкообразного кристаллизатора, осуществляют первое обжатие сляба уже непосредственно под кристаллизатором;

– установка устройства для удаления окалины с поверхности слитка перед ножницами для порезки на мерные длины;

– использование туннельной печи для выравнивающего подогрева сляба (непосредственно после порезки и без дополнительного охлаждения). Точность выравнивания температуры $\pm 10^{\circ}\text{C}$. Поэтому последующие операции (прокатку и охлаждение) можно вести при постоянной скорости;

– прокатка тонкого сляба в группе черновых и чистовых клетей с целью получения проката в рулонах. Для этих целей применяются две различные схемы: система непрерывной прокатки и система прокатки на стане Стэккеля.

Одним из наиболее ярких примеров реализации концепции реструктуризации металлургических предприятий в современных условиях является опыт Объединенной металлургической компании (ОМК), которая ввела в эксплуатацию литейно-прокатный комплекс (ЛПК) в районе Выксунского металлургического завода.

ЛПК ОМК имеет ряд отличий в сравнении с эксплуатируемыми в настоящее время комплексами. Уже на стадии разработки комплекса ОМК была заложена реализуемая сейчас возможность производства проката как для труб высоких категорий прочности с особыми свойствами, так и для других отраслей промышленности, в том числе с возможностью производства тонкого проката толщиной до 0,8 мм.

На ЛПК предусмотрено производство стали углеродистых, конструкционных, низколегированных марок, а также сталей со специальными свойствами. Трубный сортамент представлен в основном сталями 10, 20, 09Г2С, 17Г1СУ, 22ГЮ, 09ГСФ, Х60, Х70, N80, NT60ULE.

Кроме того, на комплексе планируется производить: низкоуглеродистую кремнистую сталь для электротехнической промышленности; сталь 10ХН8Д для мостостроения; сталь GL-E40 для судостроения; высокопрочную низкоуглеродистую сталь HSLA S500MC; сверхнизкоуглеродистую для автомобилестроения с содержанием углерода менее 0,03 % и азота менее 40 ppm и т.п.

Отклонения от геометрических размеров получаемых рулонов отвечают следующим параметрам: предельные отклонения по ширине проката 0/+10 мм; предельные отклонения по толщине $\pm 0,9\%$ для диапазона толщин 7,6-12,7 мм; серповидность – не более 5 мм на длине 5 м, но не более 10 мм на 12 м длины; телескопичность рулонов – не более 20 мм.

Вся произведенная продукция литейно-прокатного комплекса проходит процедуру контроля и аттестации, включающую в себя:

- определение химического состава готовой стали по пробе, отобранной из промежуточного ковша МНЛЗ;
- отбор проб от рулона и проведение механических испытаний образцов готового проката;
- контроль качества поверхности;
- контроль внутреннего качества слябов (на одной плавке в серии);
- контроль микроструктуры и неметаллических включений, по требованию заказчика;
- ультразвуковой контроль листов (после агрегата поперечной резки);
- дополнительные виды испытаний согласованные с заказчиком.

С момента пуска комплекса на ЛПК проводятся интенсивные работы, направленные на получение металла требуемого металлургического качества и освоение производства новых видов продукции, необходимых как трубным цехам ОАО «ВМЗ», так и другим потребителям.

Это в основном стали 22ГЮ, 20, Ст3, К52 в размерном сортаменте: толщина полосы 2-12 мм, ширина 1000-1700 мм.

С ноября 2008 г. на МНЛЗ освоена разливка углеродистых сталей обыкновенного качества и качественных углеродистых сталей, преобладающих в сортаменте аналогичных зарубежных литейно-прокатных комплексов, со скоростями разливки до 3,5 м/мин и средней серийностью 5,6 плавки на один промежуточный ковш. Технология разливки стали марок Ст10, Ст20, Ст3сп обеспечивает хорошее качество поверхности и макроструктуры слябов, отсутствие недопустимых дефектов в готовом прокате. Освоение производства более сложных марок трубного сортамента, в частности 22ГЮ, потребовало корректировки химического состава путем микролегирования металла нитридообразующими элементами – ниобием и титаном, что позволило избежать образования нитридов алюминия на переохлажденных участках слябов приводивших к получению в прокате прикромочных трещин и плен. Наличие в стали 0,03 % ниобия и 0,015 % титана позволило уменьшить содержание марганца с 1,25 до 0,50% без ухудшение прочностных характеристик и снизить себестоимость стали.

Постоянный контроль качества слябов подтвердил эффективность технологии мягкого обжата. Дефекты макроструктуры слябов из стали Ст10 не превышают балла 1 по ОСТ 14-4-73.

Постоянное усложнение сортамента ЛПК выявило необходимость использования новых шлакообразующих смесей фирмы Metallurgica для разливки среднеуглеродистых сталей, оптимизации режимов мягкого обжата и вторичного водовоздушного охлаждения заготовки. Результаты эксплуатации МНЛЗ позволили приступить к производству стали класса прочности К56, предназначенной для изготовления на ВМЗ труб большого диаметра (1067 мм) с толщиной стенки 11 мм для строительства второй очереди нефтепровода Балтийской трубопроводной системы по заказу компании «Транснефть».

По результатам проведенных НИР и пробных прокаток были определены требуемая микроструктура и концепция легирования сталей. В основу положена схема экономного легирования стали марганцем и ниобием на фоне низкого, в пределах 0,05-0,07 % содержания углерода.

На практике подтверждена возможность производства на комплексах типа ЛПК проката из сталей класса (категории) прочности К52(Х60) и К56(Х65) для одно- и двухшовных труб большого диаметра. Использование схемы экономного легирования обеспечивает достижение класса (категории) прочности К60(Х70) за счет небольшой добавки марганца или ванадия.

Сопоставление механических свойств основного металла труб диаметром 1067×11 мм из металла производства ОАО «Северсталь» и ЛПК

ОМК показало, что как по уровню, так и по распределению они практически равноценны и полностью удовлетворяют предъявляемым требованиям. Статистический анализ результатов большого объема механических испытаний основного металла труб классов прочности К52 и К56 из металла производства ЛПК показал, что свойства удовлетворяют предъявляемым требованиям и имеют приемлемый уровень разброса.

Сопоставление свойств сварного соединения труб диаметром 1067×11 мм из металла производства ОАО «Северсталь» и ЛПК ОМК показало, что прочностные свойства и ударная вязкость, как по линии сплавления, так и по центру шва полностью равноценны и удовлетворяют предъявляемым требованиям.

Показаны основные достижения в развитии технологии получения металлопродукции с использованием ЛПМ в условиях ОАО «ВМЗ».

Рассматривая перспективы расширения применения ЛПМ в мире, следует иметь в виду, что в отличие от традиционных технологических процессов с мощными прокатными станами они очень хорошо вписываются в любые построения на базе концепции мини-заводов с объемом производства 0,8-1,0 млн. т стали в год и более. При этом ЛПМ также достаточно хорошо вписываются в работу современных конвертерных цехов.

Внедрение процесса совмещенного литья тонких слябов и горячей прокатки полосы в странах с традиционной металлургией будет расширяться, что обуславливается общими требованиями к энергосбережению и качеству продукции. Следует ожидать, что в обозримом будущем технология ЛПМ получит еще большее распространение на действующих металлургических заводах Европы, и в частности, Украины и России. Это будет обусловлено дальнейшим моральным и физическим (это главное) старением прокатных станов для плоского проката.

Дальнейшие исследования будут посвящены изучению основных дефектов непрерывнолитого металла производимого в условиях ЛПК ОАО «ВМЗ» (окаино- и пленообразование и др.) и разработке технологических рекомендаций направленных на повышение качества металлопродукции.

Библиографический список

1. Грищенко С.Г. *О состоянии и перспективах развития металлургического комплекса Украины / [С.Г. Грищенко, В.К. Грановский, В.С. Харахулах и др.] // Литье и металлургия. – 2002. – №4. – С. 118-121.*
2. *Сталь на рубеже столетий: под научн. ред. Ю.С. Карабасова. – М.: МИСИС. – 2001. – 664 с.*

3. Евсеев А. Стратегия реструктуризации предприятия в условиях кризисной ситуации / А. Евсеев // Проблемы теории и практики управления. – 1999. – №3. – С. 109-113.

4. Водачек Л. Реструктуризация – вызов чешским предприятиям / Л. Водачек // Проблемы теории и практики управления. – 1999. – №1. – С. 84-89.

5. Оценка бизнеса :[под. ред. А.Г. Грязновой и др.]. – М.: Финансы и статистика. – 1998. – 512 с.

6. Шевелев Л. Избавление от обуз (о реструктуризации неэффективных производственных мощностей) // Металлы Евразии. – 2003. – №3. – С.26-29.

7. Dahlmann P. The steel industry in Europe – innovative and efficient / P. Dahlmann, R. Fandrich, H. B. Lüngen // Steel Institute VDEh, Verlag Stahleisen, Düsseldorf. – 2012. – P. 1-13.

8. Bohlender T. State of the art in continuous casting. In: Steel is Future, Ed. / R. Fandrich, H.-A. Jungbluth, G. Kemper, R. Müller, H.-P. Narzt, G. Ney, H. Schnitzer // Steel Institute VDEh, Verlag Stahleisen, Düsseldorf. – 2010. – P. 64-75.

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

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ФАЗОВЫХ И СТРУКТУРНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ ПРИ УГЛЕРОДОТЕРМИИ ОКАЛИНЫ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Досліджено кінетичні закономірності, фазові і структурні перетворення при вуглецевотермічному відновленні окалини сталі марки P18. Встановлено схему перетворень, яка підтверджує складний багатофазний вміст початкових, проміжних і кінцевих продуктів реакції і відсутність фаз і з'єднань, що володіють помітною схильністю до сублімації в області досліджуваних температур. Показано ступінь засвоєння тугоплавких легувальних елементів розплавом сталі при використанні металізованої окалини.

***Ключові слова:** фазові перетворення, структура, вуглецевотермічне відновлення, окалина, тугоплавкі легувальні елементи.*

Исследованы кинетические закономерности, фазовые и структурные превращения при углеродотермическом восстановлении окалины стали марки P18. Установлена схема превращений, которая подтверждает сложный многофазный состав исходных, промежуточных и конечных продуктов реакции и отсутствие фаз и соединений, обладающих заметной склонностью к сублимации в области исследуемых температур. Показана степень усвоения тугоплавких легирующих элементов расплавом стали при использовании металлизированной окалины.

***Ключевые слова:** фазовые превращения, структура, углеродотермическое восстановление, окалина, тугоплавкие легирующие элементы.*

Общепринятая технология выплавки быстрорежущих сталей в открытых дуговых печах характеризуется относительно низким коэффициентом выхода годной продукции и практически исчерпала возможности в улучшении качества целевого продукта. Для производства быстрорежущих сталей методом порошковой металлургии характерны относительно высокий уровень использования сырьевых ресурсов и технологического оборудования и возможность повышения стойкости инструмента в 2-3 раза. При анализе технико-

экономических показателей установлено, что степень использования легирующих элементов не превышает 80%. Основную часть отходов составляют обрезь, окалина, пыль силового шлифования товарных заготовок, циклонная пыль и некондиционный порошок. Мелкодисперсные отходы при рециркуляции легирующих элементов используются крайне неэффективно: угар редких металлов достигает 40%. При производстве мелкосортных товарных заготовок потери достигают 12% объемов выплаваемой стали. Обычно в производствах металлопотоки открытой выплавки и порошковых быстрорежущих сталей перерабатываются на одном и том же оборудовании, что облегчает селекцию сбора отходов, образующиеся объемы которых представляют промышленный интерес [1].

Изменения в сырьевой базе и металлургии тугоплавких легирующих материалов в сторону повышения и нестабильности цен на них [2] послужили основанием для разработки более эффективных материалов, технологии переработки отходов и использования вторичных ресурсов, что является дополнительным источником восполнения дефицита тугоплавких элементов для потребления.

Целью работы была разработка технологии получения металлизированной окалины быстрорежущей стали и ее использование при выплавке стали, а конкретные задачи данного этапа работы заключались в исследовании кинетических закономерностей, фазовых и структурных превращений при углеродотермическом восстановлении окалины стали марки P18.

В качестве исходного материала для образцов использовали окалину быстрорежущей стали марки P18 с добавками графита в виде циклонной пыли (соотношение $O/C=1,75$).

В таблице 1 приведен химический состав металлооксидного и металлического исследуемых образцов быстрорежущей стали.

Исследования кинетики восстановления выполнены по методике, предложенной в работе [3].

По заданному температурному режиму через определенные промежутки времени отбирали образцы продуктов с различной степенью восстановления для их дальнейшего рентгеноструктурного фазового анализа. На рис.1 на кинетической кривой точками обозначены степени восстановления образцов, которые подвергались рентгеноструктурным исследованиям. Отобранные пробы образцов после тепловой обработки имели следующие степени восстановления, %: 0; 36; 62; 77; 82; 84.

Таблица 1 – Химический состав исследуемого образца окалина (1) и соответствующего ему образца исходной быстрорежущей стали (2)

№	Материал	Содержание элементов, % мас.													
		C	Si	Mn	Cr	Mo	V	W	Co	Ni	Cu	S	P	O	Fe
1	P18 – окалина	0,75	0,24	0,22	3,75	0,20	1,05	16,70	0,12	0,20	0,09	0,007	0,025	26,0	Ост.
2	P18–МП	0,80	0,24	0,24	4,11	0,27	1,20	18,12	0,18	0,27	0,12	0,030	0,018	0,0008	Ост.

Фазовый состав образцов исследовали на дифрактометре ДРОН-6 в излучении кобальтового катода с железным фильтром по методике и рекомендациям, описанным в работе [4]. Режим сканирования 40 кВ, 20 мА. Фазовый анализ проводили с использованием комплекса программ PDWin 2.0 и дополнительной справочной литературы [4].

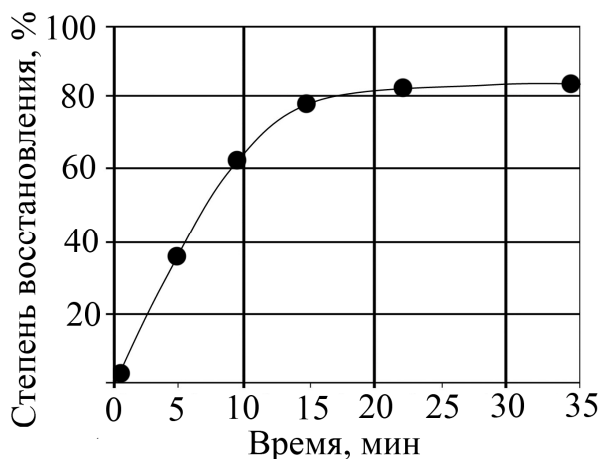


Рисунок 1 – Кинетика углеродотермического восстановления окалина быстрорежущей стали марки P18. Температура восстановления – 1443К

Микроструктуру образцов исследовали на растровом электронном микроскопе М-200 по описанной в работе [5] методике. Работу выполнили при ускоряющем напряжении 15 кВ и диаметре электронного зонда 4 нм.

Из рис. 2 видно, что после тепловой обработки при степени восстановления 36% фазовый состав образцов состоит в основном из оксидов железа Fe_3O_4 и FeO . Об активизации восстановительных процессов свидетельствует выявленное $\alpha\text{-Fe}$. Идентифицировано соединение FeWO_4 . Гораздо меньшую интенсивность, чем в случае вышеуказанных соединений, имеют карбиды $\text{Fe}_3\text{W}_3\text{C}$, W_2C , V_2C . С повышением степени восстановления до 62% наблюдается усиление интенсивности $\alpha\text{-Fe}$ и снижение - Fe_3O_4 и FeO . При этом снижение интенсивности FeO более резкое, чем Fe_3O_4 . Более слабое проявление FeWO_4 , чем при степени восстановления 36%, свидетельствует о снижении его концентрации в образце. Соединения $\text{Fe}_3\text{W}_3\text{C}$, W_2C , V_2C не были выявлены. Установлены карбиды $(\text{Fe,Cr})_7\text{C}_3$ и Fe_2C . При повышении степени восстановления до 77% фазовый состав образцов представлен в основном $\alpha\text{-Fe}$ с недо-восстановленным Fe_3O_4 . При этом очень четко проявляются карбиды железа Fe_2C и Fe_3C . Оксид FeO не был обнаружен. Повышение степени восстановления образцов до 82%, а после до 84%, сопровождается дальнейшим повышением интенсивности $\alpha\text{-Fe}$ и ослаблением - Fe_3O_4 , при том, что интенсивности карбидов Fe_3C и Fe_2C усиливаются и приобретают бóльшую выразительность.

Результаты фазовых исследований начальных, промежуточных и конечных продуктов восстановления окаины быстрорежущей стали указывают на сосредоточение большей части легирующих элементов в виде атомов замещения в решетке оксидов и карбидов железа, его твердого раствора, а также в соединениях FeW_3C , FeWO_4 , $(\text{Fe,Cr})_7\text{C}_3$, W_2C и V_2C . Процесс углеродотермического восстановления протекает через образование твердого раствора железа и переходом в него легирующих элементов. Это объясняет большее проявление карбидов легирующих элементов на начальных стадиях восстановления. На более поздних стадиях, по-видимому, происходит растворение большей части данных карбидов с переходом тугоплавких элементов в твердый раствор железа. Избыточный углерод, в последствие, при охлаждении и переходе $\gamma\text{-Fe}$ в $\alpha\text{-Fe}$ выделяется в виде карбидов железа, что подтверждается проведенным фазовым анализом. Из рис.2 видно, что интенсивность Fe_3C и Fe_2C в образцах повышается с повышением длительности тепловой обработки и степени восстановления.

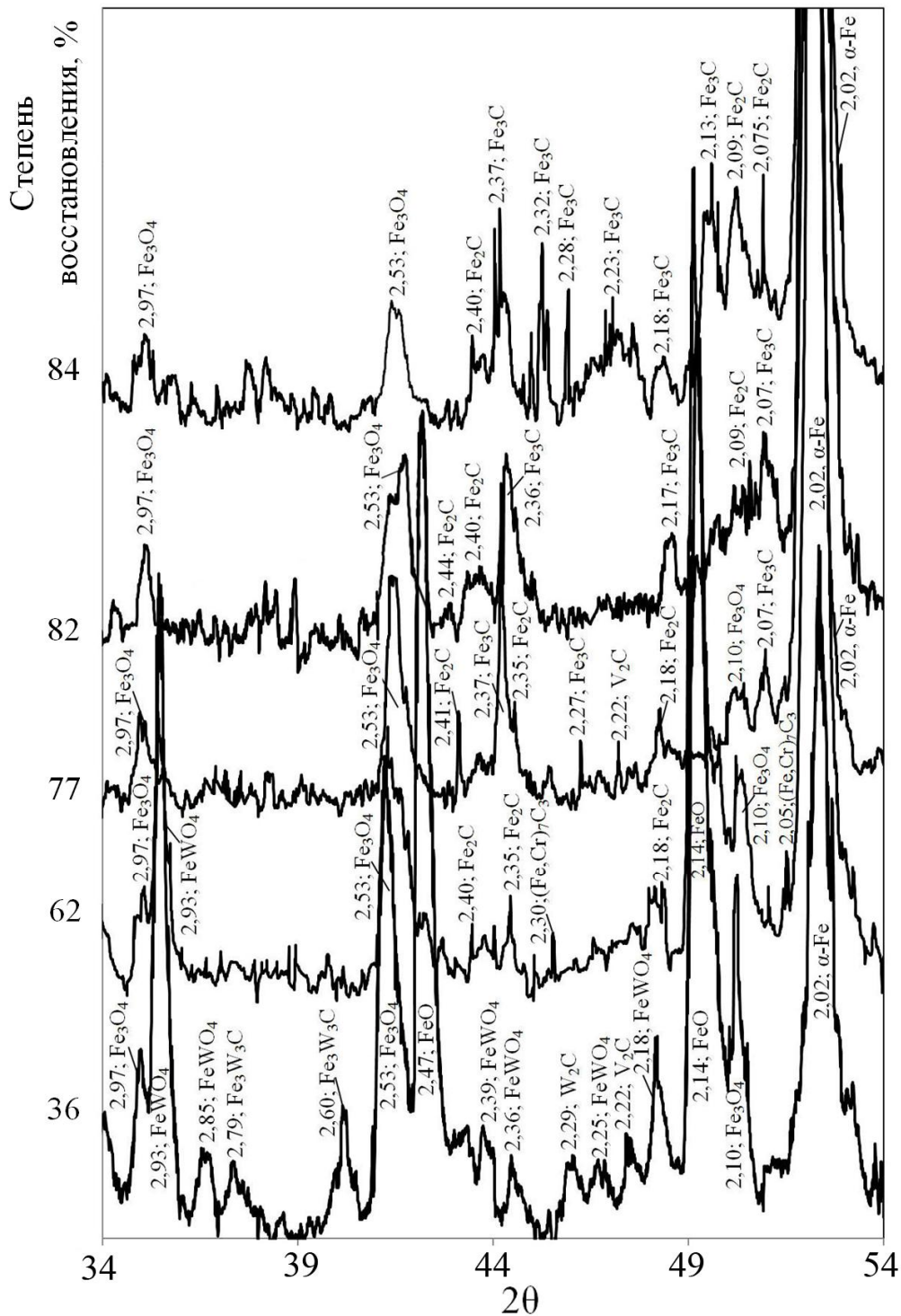


Рисунок 2 – Фрагменты дифрактограмм образцов окалины стали Р18 с различной степенью восстановления

Результаты исследований изменений микроструктуры образцов окалины стали Р18 после тепловой обработки с разной степенью восстановления представлены на рис.3-5.

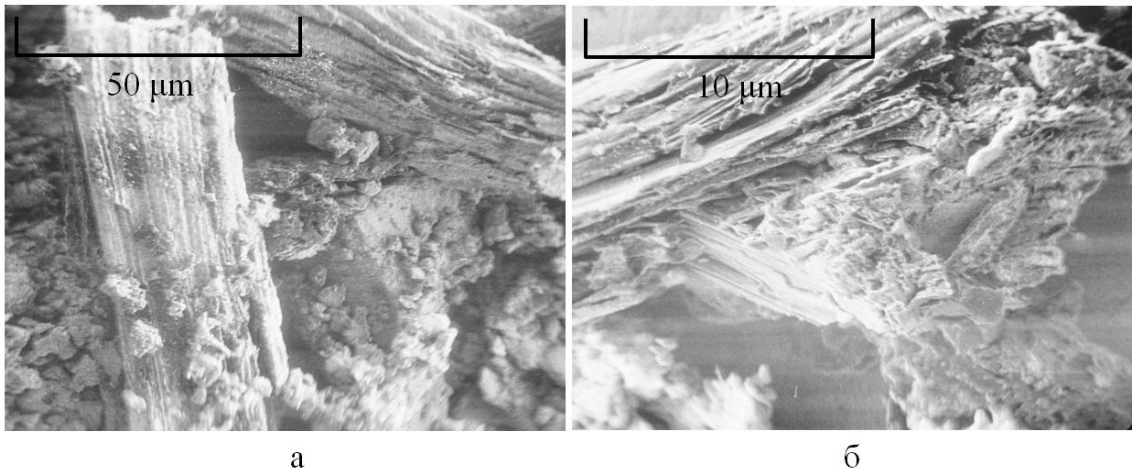


Рисунок 3 – Фрактограммы исследованных образцов окалины стали Р18 со степенью восстановления 36% при увеличении $\times 1000$ (а) и $\times 4000$ (б)

Из рис. 3 видно, что при степени восстановления 36% структура окалины состоит из разупорядчено расположенных частиц разного размера. Частицы имеют слоистое строение. Структура продуктов восстановления в данном случае практически не отличается от структуры исходной окалины быстрорежущей стали [6]. Вид излома на рис. 3 свидетельствует о повышенной хрупкости микрочастиц и значительной их структурной неоднородности.

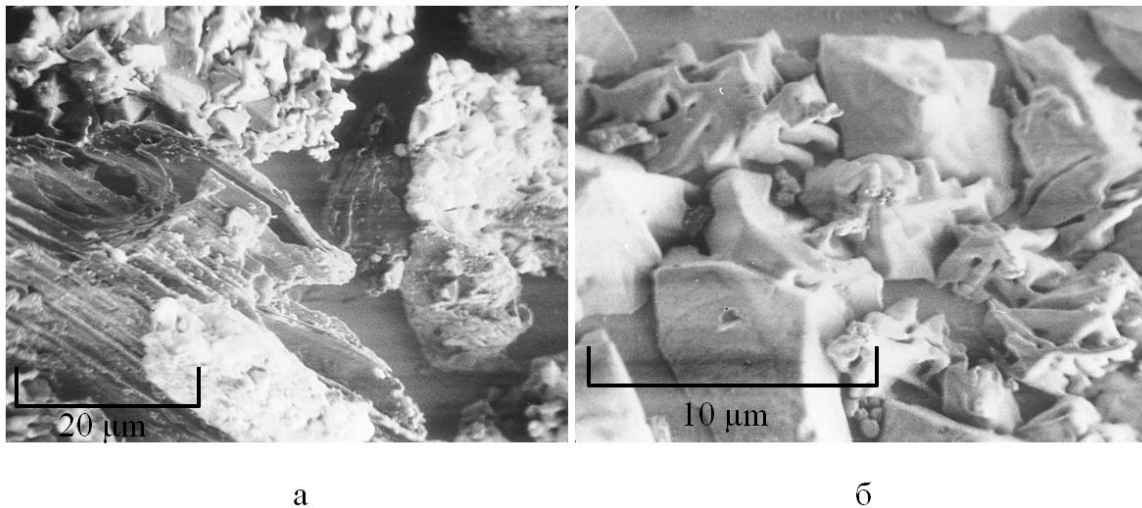


Рисунок 4 – Фрактограммы исследованных образцов окалины стали Р18 со степенью восстановления 62% при увеличении $\times 1500$ (а) и $\times 4000$ (б)

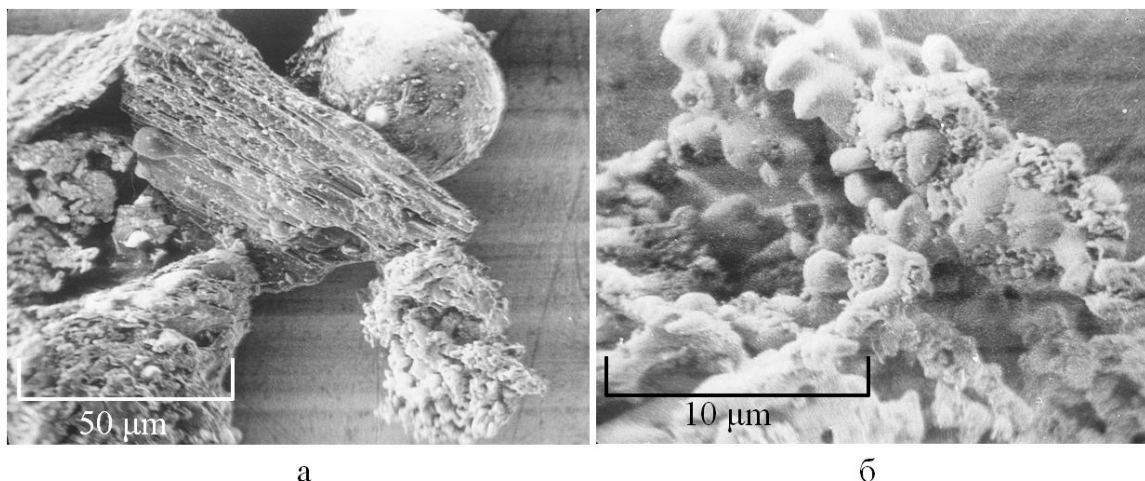


Рисунок 5 – Фрактограммы исследованных образцов окалины стали P18 со степенью восстановления 84% при увеличении $\times 700$ (а) и $\times 4000$ (б)

С повышением степени восстановления до 62% на микрочастицах исследуемого материала выявлены образования с размерами от 3 до 7 мкм (рис.4). Некоторые из частиц имели форму, близкую к пирамидальной, а некоторые – форму дендритных образований. Данная структура образца может быть объяснена развитием восстановительных и диффузионных процессов с образованием и ростом карбидных или металлических частиц. Близкая к правильной геометрической форма обнаруженных микрочастиц может быть обусловлена условиями в данной части образца, которые были приближены к равновесным. При этом обеспечивается рост частичек восстановленных фаз согласно наиболее выгодным с точки зрения свободной энергии кристаллографическим направлениям.

Образцы со степенью восстановления 84% имеют участки с микропористой структурой (рис.5,б), состоящей из множества округлых “сросшихся” частиц. Некоторые участки представлены пластинчатыми частицами (рис.5,а). Также в структуре были обнаружены шаровидные относительно крупные частицы размерами до 50 мкм (рис. 5 а).

В работе [1] округлые образования схожие с этими принимались как карбиды с разной степенью коагуляции. Однако с учетом выше проведенных исследований с высокой вероятностью можно утверждать, что данные частицы являются результатом зарождения и роста микрочастиц жидкой фазы железа с растворенными углеродом и легирующими элементами. При том, что температура тепловой обработки 1443К и избыточная концентрация углеродистого восстановителя создают условия образования на начальном этапе зарождения участков по структуре и химическому составу близких к эвтектике Fe-Fe₃C с температурой плавления 1421К [7]. При этом из диаграмм состояния, представленных

в работе [7], вытекает, что тугоплавкие легирующие элементы, присутствующие в металлизированной окалине быстрорежущей стали в твердом растворе железа и в виде карбидов, не приводят к существенным изменениям температуры появления жидкой фазы при плавлении эвтектики в интервале концентраций углерода от 0 до 2%. Однако, стоит обратить внимание на смещение начальной точки интервала плавления эвтектики по концентрации углерода приблизительно до 1,5 %, по сравнению со значением 2,14% в двойной диаграмме состояния Fe-Fe₃C. Это, в данном случае, приводит к снижению минимально необходимой концентрации углерода, сопутствуя расширению интервала возможных концентраций в системе, для образования участков эвтектики Fe-Fe₃C и их оплавления при температуре тепловой обработки. После зарождения частиц жидкой фазы, их дальнейший рост может осуществляться за счет растворения в них контактирующих карбидных, оксидных или металлических фаз. Фрагментарное присутствие данных округлых частиц в исследуемых образцах определено рамками температурного и концентрационного интервала их образования в данных условиях.

Следовательно, по результатам проведенных исследований углеродотермическое восстановление окалины быстрорежущей стали Р18 проходит через стадии снижения количества оксидных частиц и зарождения частиц карбидных соединений железа и легирующих элементов, а также твердого раствора железа. С развитием восстановительных процессов происходит увеличение количества и размеров включений восстановленных фаз с образованием на конечных этапах тепловой обработки участков со сплошной спеченной микропористой структурой и округлыми относительно крупными образованиями. Эти округлые образования, предположительно, являются результатом зарождения и роста микрочастиц жидкой фазы железа с растворенными углеродом и легирующими элементами.

На основе проведенных исследований и накопленного опыта [1,6], а также с учетом физико-химических закономерностей, протекающих в результате углеродотермического восстановления, диффузионных и поверхностных процессов [3,8] можно выделить некоторые из факторов, приводящих к появлению пористой структуры окалины после углеродотермического восстановления:

- 1) Неоднородность структуры, фазового и химического состава исходной окалины.
- 2) Начало зарождения частиц восстановленной фазы одновременно во множестве точек.
- 3) Присутствие в структуре микрочастиц, которые по каким-либо причинам не могут перейти в восстановленную фазу.

4) Присутствие в структуре частиц, которые растворяясь или газифицируясь, оставляют на своем месте поры.

5) Образование каналов отвода газообразных продуктов вследствие реакций восстановления, таких как CO и CO₂. То есть выделяющиеся газы в процессе восстановления под своим давлением участвуют в образовании сквозных микропор и противодействуют процессам спекания частиц. При этом монооксид углерода выступает и как продукт реакции, и как восстановитель.

Нагрев и расплавление металлизированной окалины вместе с металлической шихтой в тигле не вызвало технологических трудностей. На начальных стадиях процесса наблюдались локальные места интенсивного нагрева и образование жидкой фазы на границе «брикет-брикет», «брикет-тигель». Расплавление проходило равномерно по всему объему.

Энергосбережение обеспечивается губчатым (пористым) строением целевого продукта, что позволяет ускорить его растворение в расплаве стали и существенно сократить время плавки. При этом нет необходимости многочасовой выдержки печей с поддержанием температуры, как в случае с легированием стандартными ферросплавами. Процесс растворения лигатуры происходит в течение 15-20 минут. Также успешно опробован процесс легирования в ковше. Результатом является существенная экономия электроэнергии (17-21% относительно действующей на заводе «Днепроспецсталь» технологии производства быстрорежущих сталей). Остаточное содержание связанного в карбиды углерода от 4 до 6 % мас. гарантирует при выплавке стали сокращение или исключение использования науглероживателя при введении металлизированной губки от 100 до 175 кг/т стали [1,6].

При завалке брикетов из металлизированной окалины россыпью и в капсулах в количестве 150-320 кг/т усвоение легирующих элементов было (в среднем, % мас): Cr – 95,3; 96,1; W – 97,9; 98,4; Mo – 96,7; 98,1 соответственно. Наблюдалось некоторое повышенное шлакообразование для переплавного способа получения порошковой быстрорежущей стали, однако, в пределах требований технологической инструкции. Повышенное, относительно завалки брикетов россыпью, усвоение легирующих элементов при введении их в капсулах связано со снижением окислительного потенциала в связи с понижением прямого контакта брикетов с окислительной средой печи [1,6].

Выводы.

Начальные стадии восстановления окалины стали P18 сопровождаются интенсивным уменьшением количества оксидов железа FeO, Fe₃O₄, а также соединения FeWO₄, с образованием простых и сложных карбидов, таких как Fe₃W₃C, W₂C, V₂C, (Fe,Cr)₇C₃, а также твердого рас-

твора Fe. Дальнейшее восстановление получает развитие через стадию повышения интенсивности α -Fe и активного образования карбидов Fe_3C и Fe_2C . Интенсивность карбидов легирующих элементов снижается. Развитие восстановительных процессов приводит к увеличению количества и размеров восстановленных фаз с образованием на конечных этапах тепловой обработки участков со сплошной спеченной микропористой структурой и округлыми относительно крупными образованиями.

Установлено, что процесс восстановления быстрорежущей стали протекает через стадии карбидообразования, и получить безуглеродистый продукт в условиях углеродотермического восстановления не представляется возможным.

Предложенный способ утилизации легирующих элементов из окалины в собственном производстве порошковых быстрорежущих сталей обеспечивает усвоение расплавом стали (в среднем, %): 94,1 Cr; 95,7 Mo; 96,3 W, что существенно снижает затраты «свежих» ферросплавов и металлических легирующих материалов.

Библиографический список

1. Григорьев С.М. Механизм некоторых фазовых и вещественных превращений при углеродотермическом восстановлении окалины быстрорежущей стали / С.М. Григорьев. - *Сталь*, 1996. - № 3. - С. 65-69.

2. Х.Ю. Керкхофф. Взрыв цен на сырье – угроза экономическому подъему / Х.Ю. Керкхофф. - *Черные металлы*, 2010. - №10. - С. 61-66.

3. Григорьев С.М. Некоторые кинетические закономерности углеродотермического восстановления оксидов молибдена из молибденовых концентратов / С.М. Григорьев, В.Б. Акименко, Л.Н. Игнатов. - *Сталь*, 1986. - №7. - С. 88-90.

4. Миркин Л. И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов / Л. И. Миркин. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы. - 1961. – 863 с.

5. Практическая растровая электронная микроскопия: под. ред. Дж. Гоулдстейна, Х. Яковица. – М.: Мир. - 1978. – 656 с.

6. Григорьев С.М. Особенности фазовых и структурных превращений при металлизации окалины быстрорежущей стали / Григорьев С.М., Петрищев А.С. // *Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні*. - 2011. - №1. - С. 31-35.

7. Геллер Ю.А. Инструментальные стали / Геллер Ю.А. – М.: Металлургия. - 1968. – 568 с.

8. Взаимодействие окислов металлов с углеродом / В.П. Елютин, Ю.А. Павлов, В.П. Поляков, Б.М. Шеболдаев. - М.: Металлургия. - 1976. – 360 с.

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

*д.т.н. Смирнов А.Н.
(ГВУЗ «ДонНТУ», г. Донецк, Украина),
Максаев Е.Н.,
Довгалиук Г.Я.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ПРИЧИН ОБРАЗОВАНИЯ ЗАПРЕССОВАННЫХ СКОПЛЕНИЙ ОКАЛИНЫ И ШЛАКА НА ПОВЕРХНОСТИ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА

Проведено дослідження основних причин утворення дефекту поверхні безперервнолитого сляба у вигляді запресованих скупчень окалини і шлаку. Запропоновано рекомендації для поліпшення якості поверхні сляба.

***Ключові слова:** безперервне розливання, сляб, кристалізатор, приводні ролики, витягування, хитання, шлакоутворювальна суміш, окалина.*

Проведены исследования основных причин образования дефекта поверхности непрерывнолитого сляба в виде запресованных скоплений окалины и шлака. Предложены рекомендации для улучшения качества поверхности сляба.

***Ключевые слова:** непрерывная разливка, сляб, кристаллизатор, приводные ролики, вытягивание, качание, шлакообразующая смесь, окалина.*

Металлургическое производство Украины является экспортно ориентированной отраслью, в объеме которой значительную долю занимает полупродукт в виде непрерывнолитых заготовок и слябов.

Для развития экспортного потенциала отечественных предприятий достаточно важное значение приобретает качество и состояние поверхности непрерывнолитого металла. Особое внимание при этом уделяется технологическим приемам, способствующим минимизации налипания окалины и шлака на сляб, а также уменьшению количества рельефных деформаций на поверхности заготовки.

Как правило, деформации (вмятины) на широких гранях слябов появляются вследствие интенсивного процесса окалинообразования и вдавливания кусков окалины в тело сляба. При этом наибольший негативный эффект следует связывать с явлением налипания части окали-

ны на внешнюю поверхность роликов («наматывания»), что приводит к вдавливанию отпечатка окалины в поверхность сляба и деформаций его поверхности [1].

Достижение положительного результата при устранении появления дефекта непрерывнолитой заготовки возможно только в случае правильности определения природы его образования. Как правило, это обстоятельства взаимодействия нескольких факторов, прямым или косвенным образом оказывающих влияние на зарождение и развитие дефекта.

Поэтому целью представленной работы был анализ основных причин образования дефектов поверхности непрерывнолитого сляба в виде запрессованных скоплений окалины и шлака и разработка рекомендаций способствующих повышению качества поверхности непрерывнолитых слябов.

В работе [2] исследовано нарушение процесса вытягивания непрерывнолитых слябов толщиной 200 и 220 мм при проскальзывании приводных роликов по их поверхности в условиях ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК»). Основные причины проскальзывания обусловлены недостаточным прижатием поверхностей приводных роликов и сляба вследствие превышения механического ресурса оборудования роликовой проводки сегментов МНЛЗ, а также нарушениями соосности роликового полотна обоих радиусов из-за неравномерного износа бандажей роликов.

Установлено, что наибольшее количество проскальзываний при одном и том же состоянии оборудования наблюдалось при разливке низкоуглеродистых, перитектических нелегированных и низколегированных марок с содержанием углерода 0,03-0,16%, склонных к образованию большего количества окалины на поверхности сляба. После разливки таких сталей на многих роликах сегментов оставалась налипшая окалина, что обусловлено нарушением нормального протекания процесса отвода тепла охлаждающей жидкостью от поверхности бочки ролика. Ухудшение теплоотвода через бочку ролика к охлаждающей воде, связано с недостаточным расходом охладителя и снижением коэффициента теплоотдачи вследствие появления слоя накипи на поверхности внутренней полости ролика [1]. Демонтаж роликов, которые наматывали окалину, показал, что во всех случаях наблюдается значительное уменьшение сечения внутренних каналов охлаждения и подводов к ним из за большого количества отложений накипи. Кроме того, для роликов, вращение которых во время разливки отличалось от нормального режима (подклинивание, простаивание) имело место радиально-несимметричное заполнение каналов накипью.

Немаловажным фактором, влияющим на склонность роликов к наматыванию окалины, является характер износа их поверхности. Наличие даже небольшой сетки разгара на бандаже ролика способствует хорошему сцеплению их с окалиной, которая заполняет трещины и полости на поверхности ролика, теплоизолируя его локальные участки и создавая условия для их ускоренного износа (образования выщерблен и сколов). Чаще всего это происходило с верхними роликами горизонтальных сегментов, где интенсивность форсуночного охлаждения намного ниже, чем в выпрямляющих и радиальных сегментах, а горизонтальное положение плоскости заготовки способствует сохранению окалинообразований на верхней грани.

Таким образом, присутствующая прослойка окалины между роликом и заготовкой во многом определяет трение и теплообмен на участках их непосредственного контакта. Можно предположить, что окалина в этом случае играет роль сухой смазки, снижая контактное трение приводных роликов с поверхностью слитка, а также нарушая синхронность между скоростью вращения приводных роликов и вытягивания сляба.

При исследовании факторов нестабильного вытягивания непрерывнолитой заготовки в период эксплуатации МНЛЗ с неудовлетворительным состоянием роликовой проводки было обращено внимание на один из специфических видов дефекта поверхности в виде запрессованных скоплений окалины и шлака (рисунок 1) при разливке сталей с содержанием углерода 0,08-0,16%.



Рисунок 1 – Фрагмент поверхности сляба марки С091ТМ с дефектом поверхности – запрессованными участками скопления окалины и шлака

Поверхность заготовки в кристаллизаторе формируется в условиях хорошей защиты от вторичного окисления. Доказательством этого может служить светлый вид твердой корочки, получаемой при прорывах. Между тем в кристаллизаторе на поверхности заготовки образуется некоторый слой шлакообразующей смеси (ШОС) сохраняющийся при движении сляба в ЗВО. Толщина слоя ШОС зависит от ряда параметров: скорости разливки, амплитудно-частотных параметров качания кристаллизатора, геометрической формы заготовки, физико-химических свойств смеси (температура плавления и размягчения, вязкость в области температур разливки и др.) [1].

Рассматривая процесс отклонения фактической скорости вытягивания сляба от скорости, фиксируемой энкодерами приводных роликов, необходимо принимать во внимание тот факт, что основным условием для изменения параметров работы механизма качания (значения частоты и амплитуды) при выбранном для соответствующей марки стали режиме (таблицы 1 и 2), является скорость вытягивания слитка, а точнее скорость вращения приводных роликов.

Таблица 1 – Режимы качания для некоторых групп марок сталей

Группа марок стали	Режим качания кристаллизатора	Толщина сляба, мм
[C] < 0,02 – ультра низколегированная, 0,02 ≤ [C] ≤ 0,06 – низкоуглеродистая	1	200, 220
	2	250, 300
0,07 < [C] ≤ 0,08 – доперитектическая, 0,09 ≤ [C] ≤ 0,15 – перитектическая	3	200, 220
	4	250, 300
0,15 ≤ [C] ≤ 0,24 – среднеуглеродистая	5	200, 220
	6	250, 300
[C]>0,24 – высокоуглеродистая, [C]>0,24 – ультра высокоуглеродистая	7	200, 220
	8	250, 300

Таблица 2 – Основные параметры различных режимов качания кристаллизатора

Параметры		Единицы измерения	Режим качания			
			1	2	3,5,7	4,6,8
Амплитуда при $V_{г}=0$ м/мин	C1-	мм	2	2	3	3
Коэффициент изменения амплитуды от $V_{г}$	C2-	мм/(м/мин)	4	4	4	4
Частота при $V_{г}= 0$ м/мин,	C3-	цикл/мин	170	170	160	160
Коэффициент изменения частоты от $V_{г}$	C4-	–	-20	-20	-15	-15
Отрицательный коэффициент полюсы	C5-	–	0,0	0,0	0,0	0,0
Коэффициент несинусоидальности	C6-	–	0,5	0,6	0,6	0,7

На МНЛЗ ПАО «АМК» установлены гидравлические механизмы качания кристаллизатора обеспечивающие частоту до 400 качаний в минуту и ход до 19 мм. Согласно алгоритма работы системы осцилляции, МНЛЗ ПАО «АМК», частота колебаний F вычисляется по формуле (1)

$$F = C3 + ((Vr \cdot C5) / 2 \cdot A) + Vr \cdot C4, \quad (1),$$

где Vr – скорость разливки;

A – амплитуда качания, вычисляемая по формуле (2)

$$A = C1 + (Vr \cdot C2) \quad (2)$$

$C1-C5$ – факторы, зависящие от режима качания кристаллизатора для соответствующей группы марок сталей (таблица 1).

Процесс проникновения шлака непосредственно в зазор между заготовкой и стенкой кристаллизатора, и формирование в нем шлаковой прослойки является наиболее ответственным в работе ШОС, так как этим процессом фактически определяется возможность образования поверхностных и подповерхностных дефектов заготовки, а также вероятность прорыва металла. На этом этапе существенную роль играют вязкость и температура затвердевания ШОС («температура излома»), поверхностное натяжение на границах шлак – твердый металл и шлак – кристаллизатор, величина теплового потока от заготовки к кристаллизатору, а также стабильность поступления жидкого шлака с поверхности расплавленного металла через участок мениска [3].

Таким образом, каждый полный ход качания кристаллизатора от верхней до нижней позиции определяет так называемый шаг кристаллизации непрерывно формирующейся оболочки сляба. При шаге качания происходит поглощение порции расплава ШОС по периметру границы стенки кристаллизатора и корочки заготовки. Важным моментом в стабильности этого процесса необходимо считать оптимальные соотношения амплитуды, частоты качания кристаллизатора, вязкости и температуры плавления ШОС для каждой группы химического состава разливаемых марок стали.

Известно, что часть жидкого шлака затвердевает при контакте со стенкой кристаллизатора до стеклообразного состояния [4]. Ниже мениска шлаковая рубашка состоит из твердого слоя крупных и мелких кристаллов и тонкого слоя жидкого шлака, расположенного близко к поверхности стали и снижающего трение [5]. При фактическом замедлении или остановке слитка в случаях даже небольшой пробуксовки приводных роликов происходит так называемое зависание первично кри-

сталлизирующегося участка заготовки относительно качающегося кристаллизатора. Скорость качания в этом случае начинает превышать номинальное значение в соотношении с фактической скоростью вытягивания слитка, предусмотренной алгоритмом. Корочка слитка с каждым шагом качания продолжает усаживаться, увеличивая при этом зазор между стенкой заготовки и кристаллизатором. В результате, новые порции жидкой ШОС проникая в увеличивающийся зазор, способствуют утолщению затвердевшей стеклообразной массы неравномерно распределяющейся по периметру поверхности заготовки, нарушая при этом условия теплоотвода. Характеристики трения в кристаллизаторе в этих условиях крайне не стабильны (рисунок 2).

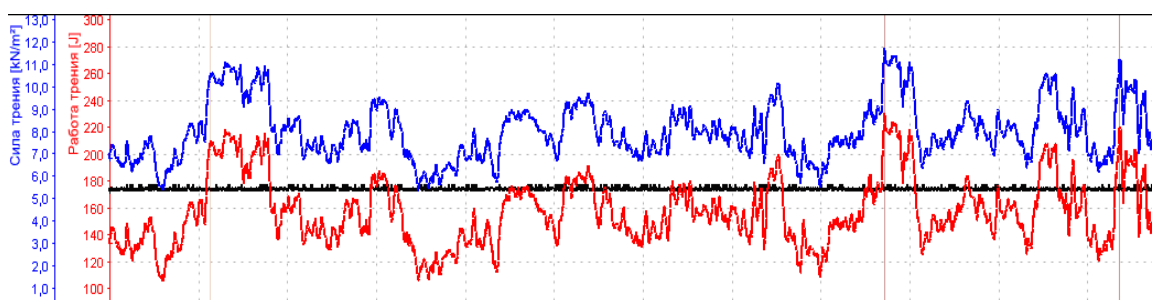


Рисунок 2 – График трения в кристаллизаторе в условиях нестабильного вытягивания слитка

Кроме того, колебания уровня металла в кристаллизаторе (рисунок 3), вызванные нестабильным вытягиванием заготовки [2], способствуют неравномерному попаданию большого количества гетерогенной ШОС (состоящей из твёрдой – начальной, расплавленной, и затвердевшей, в результате многократного контакта с медной стенкой кристаллизатора, а также наслоений твёрдых шлаковых корочек образовавшихся в процессе колебания уровня мениска) в зазор между сформировавшейся заготовкой и стенкой кристаллизатора. Это также является фактором способствующим нарушению теплоотвода при формировании оболочки непрерывнолитого сляба и её прорывам под кристаллизатором.

При дальнейшем перемещении непрерывнолитой заготовки вдоль роликовой проводки участки скопления затвердевшей ШОС в зоне вторичного охлаждения дополняет окалина, состоящая в основном из вюститита с малыми добавками магнетита (Fe_3O_4) и гематита (Fe_2O_3) [3], формируя новые прочностные свойства смеси окалины и шлака. Высокая твёрдость такого конгломерата позволяет ему запрессовываться в поверхность слитка (в данном случае глубиной до 7 мм). Ввиду недостаточных пластических свойств смеси окалины и шлака при достижении температуры поверхности сляба ниже $1150\text{ }^{\circ}C$ – твёрдые пластинки от-

деляются от поверхности внешнего радиуса заготовки, начиная с зоны загиба, и смываются водой форсуночного охлаждения, а вмятины поверхности сглаживаются по мере перемещения по роликовой проводке.

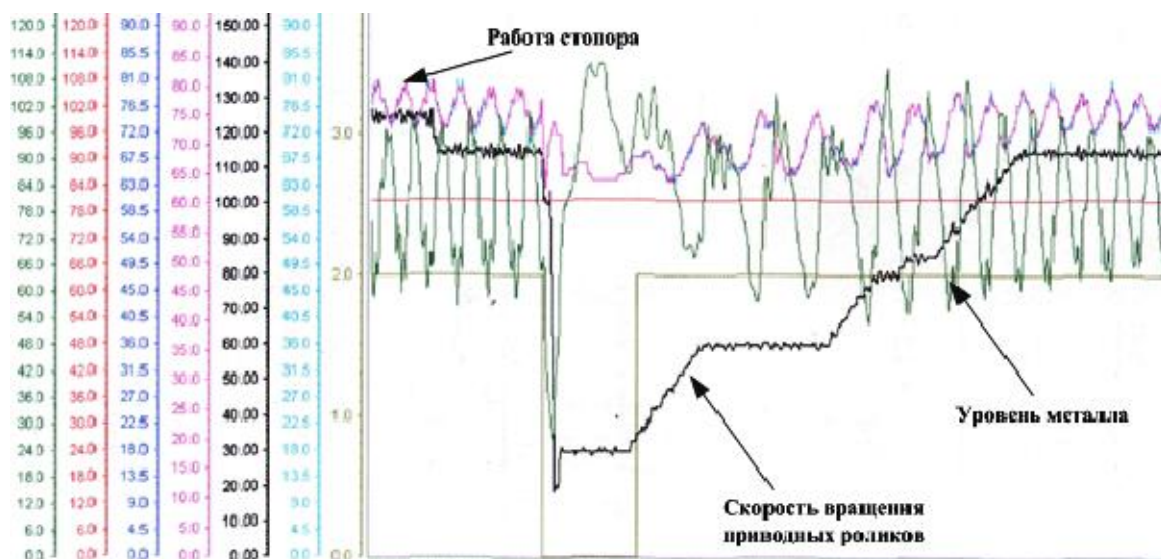


Рисунок 3 – График колебаний уровня металла в кристаллизаторе при неравномерном вытягивании непрерывнолитой заготовки

При проведении исследований разливку осуществляли под ШОС №1, №2 и №3 имеющими вязкость (при 1300 °С) соответственно 0,17 Па·с, 0,21 Па·с и 0,6 Па·с. Наибольшее проявление данного вида дефекта в моменты нестабильного вытягивания сляба из кристаллизатора наблюдалось при разливке под ШОС №1 с более низкой вязкостью, а наименьшее при использовании ШОС №3.

Определение значения отклонения фактической скорости сляба от скорости вращения приводов производилось сравнением длины непрерывнолитой заготовки за пройденное время от начала разливки до машины газовой резки. При скорости вытягивания приводов 1,3 м/мин фактическая средняя скорость перемещения заготовки составила 1,19 м/мин. В соответствии с алгоритмом расчёта параметров качания (формулы 1, 2 и таблицы 2) можно определить значения их отклонений при нарушении процесса вытягивания непрерывнолитого сляба. В данном случае использовались параметры качания для перитектических марок стали. Расчётные данные представлены в таблице 3.

Параметры качания характерные для режима 4 (таблица 3) отличаются от остальных большей амплитудой и скоростью опережения сляба при ходе вниз (исходя из значения коэффициента несинусоидальности), что в сочетании с низкой вязкостью смеси обеспечивает ее больший расход. Кроме того, важным фактором, способствующим

дополнительному расходу смеси, является отклонение параметров качания и высокие колебания уровня металла в кристаллизаторе, при которых создаются условия для формирования и транспортировки более толстого слоя шлака по высоте кристаллизатора и за его пределы. В периоды разливки при нестабильном вытягивании сляба (проскальзывании приводных роликов) определено, что расход ШОС №1 был увеличен на 0,03 кг/т в отличие от нормальных условий разливки.

Таблица 3 – Расчётные значения отклонений параметров качания при нарушениях процесса вытягивания сляба

Скорость м/мин		Параметры качания кристаллизатора				
		Амплитуда, мм	Частота, 1/мин	Скорость, м/мин		
				средняя	хода вниз,	хода вверх,
вращения приводных роликов	1,30	8,20	140,50	1,15	1,38	0,92
перемещения сляба	1,19	7,76	142,15	1,10	1,32	0,88
Отклонения:	0,11	0,44	-1,65	0,05	0,06	0,04

Замена ШОС №1 более вязкой ШОС №2 при тех же условиях разливки слябов стали 09Г2С, способствовала заметному улучшению качества поверхности сляба (рисунок 4).



Рисунок 4 – Фрагмент поверхности сляба марки 09Г2С при разливке которого была произведена замена ШОС №1 на ШОС №2

Таким образом, ухудшение качества поверхности опорных роликов в результате механического и термического износа и теплоотвода вследствие отложения накипи на внутренней поверхности роликов способствует развитию процесса наматывания ими окалина образующейся на непрерывнолите слябе.

Налипшая окалина, снижая контактное трение приводных роликов с поверхностью слитка, способствует их проскальзыванию, нарушая синхронность между скоростью вращения приводных роликов и вытягивания сляба. Поэтому, модели скорости перемещения слитка, построенные на скорости вращения приводных роликов, не всегда обеспечивают передачу достоверных данных для последующих взаимосвязанных расчётов осуществляемых действующими алгоритмами программ управления МНЛЗ.

Одной из вероятных причин образования на поверхности сляба дефектов в виде запрессованных скоплений окалина и шлака может быть проскальзывание приводных роликов, что способствует превышению номинального значения скорости качания в соотношении с фактической скоростью вытягивания слитка, колебаниям уровня металла в кристаллизаторе, попаданию большого количества гетерогенной ШОС в зазор между заготовкой и стенкой кристаллизатора и ухудшению условий теплоотвода.

В ЗВО скопления затвердевшей ШОС дополняет окалина, и формируются конгломераты способные вдавливаясь роликами в поверхность сляба ухудшая его качество.

Значительное улучшение качества поверхности в условиях нестабильного вытягивания сляба имеет место при разливке стали под ШОС с большей вязкостью.

Дальнейшие исследования будут направлены на оптимизацию параметров качания кристаллизатора в условиях использования различных по физико-химическим свойствам ШОС, а также уточнение механизма образования на поверхности сляба запрессованной смеси ШОС и окалина.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н. Особенности явления "наматывания" окалина опорными роликами слябовой МНЛЗ / А.Н. Смирнов, А.Ю. Цупрун, Е.В. Новикова, В.В. Кислица, С.А. Нагорный. - *Сталь*, 2008. – № 4. – С. 19-22.

2. Смирнов А.Н. Оптимизация условий работы вытягивающей системы слябовой МНЛЗ / А.Н. Смирнов, Е.Н. Максаев, С.В. Куберский, В.С. Ессельбах // *Сборник научных трудов*, вып. №34. – Алчевск: ДонГТУ. – 2011. – С. 131–140.

3. Смирнов А.Н. Свойства шлакообразующих смесей для непрерывной разливки стали с повышенной скоростью / А.Н. Смирнов, С.Л. Макуров, М.В. Епишев, А.Ю. Цупрун // *Металл и литье Украины*. – 2006. – №1. – С.55-57.

4. Meng Y. Simulation of microstructure and behaviour of interfacial mold slag layers in continuous casting of steel / Y. Meng, B.G. Thomas // *ISIJ Intern.* – 2006. – Vol. 46, – № 5. – P. 660-669.

5. Carl-Åke Däcker. The history of mould slag films downwards the mould and how it affects heat flux and shell growth in continuous casting of steels / Carl-Åke Däcker, Anders Salwén, Peter Andersson, Christer Eggertsson // *Materials & Process Development Department, Swerea KIMAB Box 55970, SE-102 16 Stockholm, SWEDEN* carlake.dacker@swerea.se

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

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

ПОВЫШЕНИЕ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ОЧИСТИТЕЛЯ ЖИДКОСТИ ТИПА «ЦИЛИНДР В ЦИЛИНДРЕ»

Запропоновані шляхи підвищення конкурентоспроможності гідродинамічного очисника рідин від твердих забруднень.

Ключові слова: очисник, рідина, напірний канал, плоска поверхня, циліндричний фільтроелемент.

Предложены пути повышения конкурентоспособности гидродинамического очистителя жидкостей от твердых загрязнений.

Ключевые слова: очиститель, жидкость, напорный канал, плоская поверхность, цилиндрический фильтроэлемент.

Постановка проблемы и анализ последних достижений. Из года в год промышленные стоки приобретают все более угрожающий для экологии характер. Не исключением являются и предприятия металлургического комплекса. Для снижения загрязнений, способных попасть в окружающую среду, предпринимают ряд мер, одним из этапов которых является реализуемое в различного рода фильтрах разделение этих стоков на жидкую и твердую фазы для дальнейшего использования, переработки или захоронения [1].

Мечта об идеальном фильтре всегда будоражила умы специалистов. Для этого, по мнению авторов работы [2], он должен соответствовать следующим основным требованиям: непрерывная очистка жидкости с четко ограниченной верхней границей крупности; неограниченная грязеемкость; низкий и постоянный перепад давления; значительная пропускная способность при малых габаритах; неограниченный срок службы; отсутствие сменных или регенерируемых фильтроэлементов; отсутствие потребности в техническом обслуживании; возможность встройки непосредственно в гидросистему; независимость степени очистки от содержания (в пределах разумного) механических примесей в поступающей на очистку жидкости, как по массовому, так и по гранулометрическому составу; независимость от рода жидкостей; низкая стоимость, практически не зависящая от тонкости очистки того же количества жидкости.

Наиболее близкими к нему стали фильтры [3], в которых осуществляется очистка жидкости от твердых загрязнений с так называемыми перекрестными потоками или тангенциальная очистка. В прошлом веке она была названа гидродинамической очисткой, реализуемой в то время в гидродинамических фильтрах типа «конус в цилиндре» или «цилиндр в конусе» с максимальной производительностью до $18 \text{ м}^3/\text{час}$ для очистки рабочей или смазочной жидкости [4]. За рубежом в то же самое время более широкое признание получили гидродинамические фильтры типа «цилиндр в цилиндре» на много большей производительности для очистки технической воде. По причинам, изложенным в работе [3], использование последних к концу века резко снизилось и лишь благодаря успешным разработкам в Украине в самом конце прошлого и в начале нового века, несмотря на кризисный период, они получили новый толчок к широкому использованию [5]. И так как, по сути, в них осуществляется не фильтрация, а очистка жидкости, то их назвали очистителями. Столь резкому увеличению внедрения очистителей типа «цилиндр в цилиндре» способствовал значительный ряд их преимуществ [3] в сравнении даже с самыми близкими на то время конкурентами - современными самоочищающимися посредством обратной промывки фильтрами. А именно, они: просты в изготовлении; удобны и минимально затратные в обслуживании и, в простом исполнении, вообще не нуждающиеся в обслуживании в течение ряда лет; имеют самые низкие потери давления и не плавающий, стабильный в ходе очистки, перепад давления; высоко надежны в работе из-за отсутствия регулирующих, вращающихся и трущихся узлов; пожаро- и взрывобезопасны в работе, что без дополнительных мер и затрат обеспечивает их использование в таких местах; не нуждаются в дополнительных видах энергии, что без дополнительных затрат обеспечивает их использование в любом месте; могут очищать жидкости с более высокой температурой; намного дешевле своих основных конкурентов; при снижении производительности по фильтрату повышают степень очистки жидкости; в ходе очистки жидкости имеют возможность, при необходимости, изменять тонкость очистки.

Из проведенных ранее исследований [3] очевидно, что гидродинамический очиститель типа «цилиндр в цилиндре» явно уступает по производительности гидродинамическому очистителю жидкости типа «шар в шаре» при одинаковых габаритах их фильтроэлементов. Это вызвано тем, что площадь фильтрующей поверхности у очистителей первого типа практически в 1,5 раза меньше чем второго. В связи с этим возникла задача по увеличению площади фильтрующей поверхности, то есть производительности, без увеличения габаритов и сделать исследуемый очиститель более конкурентоспособным.

Постановка задачи. Целью данной работы является увеличение производительности гидродинамического очистителя типа «цилиндр в цилиндре» за счет совершенствования конструкции фильтроэлемента без увеличения его габаритов.

Результаты исследований. В работе [6] предложено увеличение площади фильтрации за счет дополнительного фильтроэлемента, что почти в два раза увеличивает габариты очистителя и значительно повышает его стоимость. К тому же, имеющий место в таком очистителе напорный канал постоянной ширины от входа к выходу при постоянной его высоте ухудшает условия ведения процесса гидродинамической очистки жидкости в сравнении с напорным каналом, уменьшающимся по высоте в направлении движения в нем жидкости. Очевидно, что данный способ повышения производительности очистителя не может быть эффективным. Информации о других решениях поставленной задачи не обнаружено.

Результатом проведенных исследований стал вариант усовершенствованного гидродинамического очистителя жидкости от твердых загрязнений [7], представленный на рисунке 1.

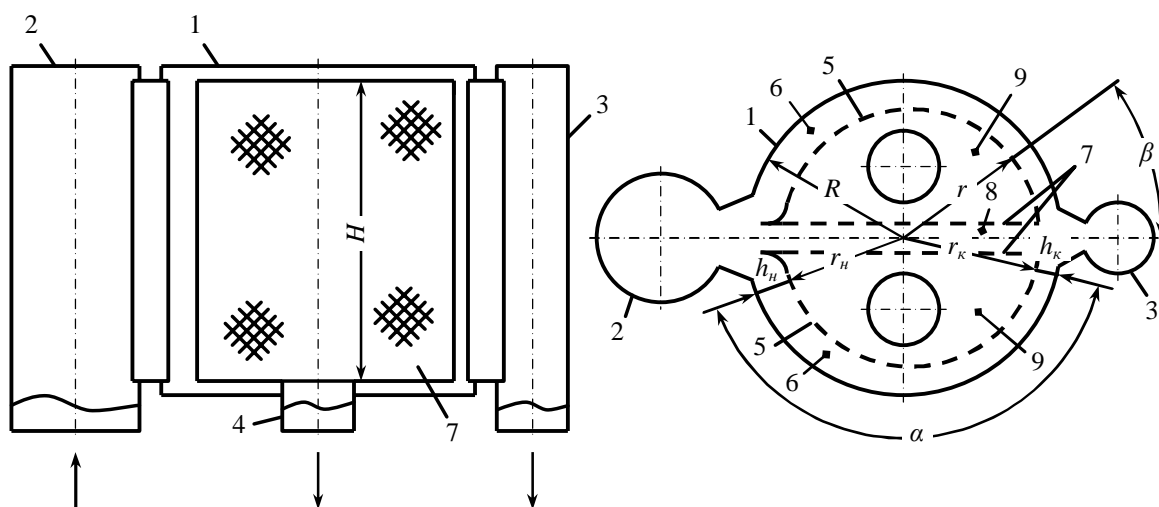


Рисунок 1 – Гидродинамический очиститель жидкости типа «цилиндр в цилиндре»

Очиститель содержит вертикальный корпус 1 в виде кругового цилиндра с расположенными на диаметрально противоположных боках входным 2 и сливным 3 патрубками и с присоединенными к одному из торцов двумя выходными патрубками 4. В корпусе 1 установлен фильтроэлемент, две проницаемые дугообразные поверхности 5 которого, определяемые углом α и поточным радиусом r , совместно с внутренней поверхностью кругового цилиндра корпуса 1 радиусом R образуют два

серпообразных напорных канала 6 постоянной высоты. Две плоские проницаемые поверхности 7 фильтроэлемента, расположенные вертикально и симметрично вдоль продольной оси очистителя, образуют между собой сквозной напорный канал 8 постоянной высоты, который так же как и серпообразные каналы соединяет между собой входной 2 и сливной 3 патрубки. При этом образуются две симметричные относительно продольной оси очистителя приемные камеры 9 фильтрата, сообщенные каждая с соответствующим выходным патрубком 4 и через перфорации в поверхностях 5 и 7 с напорными каналами 6 и 8.

Очиститель работает следующим образом. Подлежащую очистке жидкость под давлением и непрерывным потоком подают во входной патрубок 2, откуда она поступает одновременно в два серпообразные 6 и один клинообразный 8 напорные каналы. В них жидкость движется вдоль проницаемых поверхностей 5 и 7, через перфорации которых большая ее часть в виде фильтрата сначала проникает в приемные камеры 9, а потом покидает очиститель по выходным патрубкам 4. Другая же часть жидкости, так называемая смывная жидкость, вместе с загрязнениями движется к выходам из напорных каналов 6 и 8 и затем поступает в сливной патрубок 3, через который оставляет очиститель и направляется по назначению. Количество смывной жидкости определяется регулирующим дросселем, установленным на выходе сливного патрубка 3.

Наличие в предлагаемом очистителе двух плоских проницаемых дополнительных поверхностей 7 и образуемого ими напорного канала 8 значительно увеличивает производительность очистителя или при одинаковой производительности со сравниваемым очистителем значительно уменьшает его габариты и стоимость при условии, что все проницаемые поверхности 5 и 7 выполнены с одинаковым коэффициентом живого сечения. Конкретнее, если учесть, что в среднем при угле $2\cdot\alpha = 300^\circ$ длина двух проницаемых дугообразных поверхностей 5 составляет $0,83\cdot\pi\cdot D = 2,6\cdot D$, а длина двух плоских проницаемых поверхностей 7 равна $2\times(0,9\cdot D) = 1,8\cdot D$, то очевидно, что при одинаковой высоте H поверхностей 5 и 7 общая проницаемая поверхность очистителя увеличится в 1,7 раза в сравнении с прототипом, что даже превышает возможности гидродинамического очистителя типа «шар в шаре» с фильтроэлементом диаметром D .

Известно, что для достижения минимальных потерь давления жидкости в очистителе и равномерности фильтрации по всей фильтрующей поверхности его фильтроэлемента скорость течения жидкости в напорных каналах должна быть постоянной. А это возможно только в том случае, когда напорные каналы 6 и 8 постоянной высоты H будут иметь линейно уменьшающуюся в направлении движения жидкости

ширину. Поэтому, для достижения этого, плоские проницаемые поверхности 7 приемных камер 9 расположены между собой под острым углом с вершиной на продольной оси очистителя и канала 8 со стороны сливного патрубка 3, а проницаемая дугообразная поверхность 5, ограниченная углом α и образующая серповидный канал 6, выполнена поточным радиусом r , который определяется по формуле

$$r = r_k - \left(h_k \cdot \frac{1-n}{\alpha \cdot n} \right) \cdot \beta, \text{ м} \quad (1)$$

где $r_k = R - h_k$ - радиус боковой поверхности фильтроэлемента на выходе из серпообразного канала с линейно изменяющейся шириной, м;
 R - радиус внутренней поверхности цилиндрического корпуса, м;
 h_k - ширина конца серпообразного канала с линейно изменяющейся шириной, м;

n - доля сливной части жидкости от количества жидкости в начале серпообразного канала с линейно изменяющейся шириной;

α - угол, определяющий длину канала с линейно изменяющейся шириной, град;

β - изменяющая часть угла α в направлении от сливного патрубка в сторону начала серпообразного канала, то есть от 0 до α , град.

Если учесть, что для данного типа очистителей потока жидкостей $n = 0,06 \div 0,2$, а $\alpha = 150 \pm 5^\circ$, то в формуле (1) остаются неизвестными внутренний радиус корпуса R и ширина конца напорного канала h_k .

Так как гидродинамическая очистка жидкости предусматривает незамедлительное удаление из очистителя загрязнений, то вполне очевидно, что через очиститель должны пройти беспрепятственно загрязнения с максимально допустимым в ней диаметром d_{max} , обычно указываемым в исходных данных на разработку очистителя. Поэтому, самая малая ширина его канала, а именно ширина его конца h_k , должна быть несколько большей максимального диаметра загрязнений. Учитывая, что это имеет место в конце прямоугольного в сечении канала, то ширину его в этом месте принимают равной $h_k = (1,1 \div 1,5) \cdot d_{max}$. Ширина конца канала является одним из основных параметров для продолжения расчета фильтроэлемента и очистителя вообще. Тогда ширина начала канала при известной доле n сливаемой части жидкости будет равна $h_n = h_k / n$. Под понятием начало и конец напорных каналов 6 и 8 понимают как начало так и конец проницаемой части поверхностей 5 и 7 бокового профиля приемной камеры 9, первая из которых ограничена углом α .

Если учесть, что $r_k = R - h_k$, то, зная ширину h_k конца напорного канала б, осталось найти радиус R корпуса очистителя. Но, следует отметить, что одного знания значения этого радиуса без учета особенностей его определения не достаточно для того, чтобы утверждать о том, что гидродинамический очиститель с рассчитанным по нему фильтро-элементом будет работоспособным. Суть сказанного заключается в особенностях гидродинамических очистителей, для более четкого представления которых ниже даются некоторые конкретные значения параметров и сопровождающих их пояснения. Она состоит в том, что очистители этого типа работоспособны только в том случае, если значение отношения продольной скорости v жидкости в канале над проницаемой поверхностью к ортогональной скорости v_o фильтрата через эту поверхность будет равно значению, отвечающему очистке конкретной очищаемой жидкости или группе жидкостей и устанавливаемому предварительно опытным путем, т.е. $v/v_o = i$. При этом в очистителях жидкости этого типа с постоянной продольной скоростью в их каналах значение последней принимают равным $v = 0,5 \div 1,5$ м/с, хотя не исключаются и иные значения для конкретного случая очистки жидкости.

Так, например, опытами установлено [8], что, в случае очистки потока технической воды от твердых загрязнений, отношение $i > 3$ при загрязненности до 3,5 г/л и в зависимости от этого и ряда других факторов оно лежит в пределах от 3 до 12. И условно можно считать, что если $i = 4 \div 6$, то надежность работы очистителя обеспечена при очистке мало-загрязненной воды (0,75 ÷ 1,25 г/л), если $i = 6 \div 8$, то это будет иметь место при очистке воды средней степени загрязненности (1,5 ÷ 2,5 г/л), а если $i = 8 \div 12$, то - при высокой ее загрязненности (2,75 ÷ 3,5 г/л). Если же $i = 3 \div 4$, то работа очистителя находится в зоне риска или он будет работоспособен при очень низкой загрязненности воды, например, до 0,5 г/л. При значении $i > 12$ будут иметь место завышенные потери давления, габариты и стоимость очистителя. Остальные значения загрязненности воды носят переходной характер. Поэтому, вторым важным параметром в расчетах гидродинамических очистителей жидкости в потоке является отношение $i = v/v_o$.

Следует так же иметь в виду, что понятие загрязненности оборотной воды на производстве довольно неадекватное, так как в полной мере зависит от соблюдения норм и методов отбора проб воды на анализ, средств отбора и квалификации пробоотборщика, что по состоянию на данный момент требует значительного совершенства. Но даже наличие стандартизированных средств отбора проб и соблюдение норм и методов их отбора не могут дать реальной картины загрязненности такой воды при отсутствии соблюдения нормативного ее загрязнения перед

подачей в сеть водоводов. Поэтому, указанные выше пределы загрязненности воды обозначены без учета веса крупных загрязнений в ней, загрязнений растительного происхождения и прочих, т.е. не попавших в пробу, и в каждом конкретном случае требуют дополнительного осмысления или апробирования.

Очевидно, что при постоянной продольной скорости v жидкости в канале изменить параметр i можно только за счет изменения ортогональной скорости v_o фильтрата путем изменения живого сечения проницаемой поверхности фильтроэлемента k_ϕ , количества сливаемой из одного серповидного канала жидкости Q_{κ}^1 , поточного радиуса за счет изменения радиуса R корпуса очистителя, высоты H проницаемой части дугообразной поверхности. Т.е., параметры k_ϕ , Q_{κ}^1 , R и H взаимосвязаны между собой и зависят от параметра i .

Коэффициент живого сечения фильтроэлемента, выполненного в виде перфорированного корпуса без покрытия проницаемым материалом определяется количеством перфораций на его боковой поверхности, выполненных в виде отверстий, и принимается как k_ϕ . Если же фильтроэлемент выполнен в виде перфорированного корпуса с живым сечением k_κ боковой поверхности, прокрытой, например, тканой сеткой с живым сечением k_c , то его общий коэффициент живого сечения $k_\phi = k_\kappa \cdot k_c$. С этих соображений интерес представляет фильтроэлемент [9], корпус которого имеет очень высокий коэффициент живого сечения. Принцип изготовления этого фильтроэлемента обеспечивает возможность и простоту построения поверхностей 5 и 7, особенно дугообразных.

Если учесть, что:

Q – производительность очистителя по входу, m^3/c ;

Q_1 – расход жидкости на входе в клинообразный канал, m^3/c ;

$Q_2 = Q - Q_1$ – расход жидкости на входе в два серпообразных канала, m^3/c ;

$Q_{n.1} = Q_2/2$ – расход жидкости на входе одного серпообразного канала, m^3/c , то в конце одного канала слив составит $Q_{\kappa.1} = n \cdot Q_{n.1}$, m^3/c .

При известных параметрах $Q_{n.1}$, h_κ , n и v , высота проницаемой части фильтроэлемента равна $H = \frac{n \cdot Q_{n.1}}{h_\kappa \cdot v}$ и является величиной постоянной.

Ортогональная скорость фильтрата через проницаемую поверхность определяется из выражения

$$v_o = Q_{o.1} / S_{o.1}, m/c$$

где $Q_{o.1}$ – расход жидкости, прошедший через одну проницаемую дугообразную поверхность, $м^3/с$;

$S_{o.1} = L_1 \cdot H \cdot k_\phi$ – площадь живого сечения одной проницаемой дугообразной поверхности, $м^2$;

L_1 – длина дугообразной поверхности, соответствующая углу α , $м$.

Расчет длины L_1 делается по среднему значению формирующих ее поточных радиусов. При этом, учитывая линейный характер изменения ширины серпообразного канала, оно может определяться не из всей массы значений поточных радиусов на дуге угла α , а только по двум из них – в начале и в конце канала по формуле

$$r_{cp} = R - h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n}, \text{ м.} \quad (2)$$

Принимая это значение за радиус по известной формуле, находим длину проницаемой части одной дугообразной поверхности

$$L_1 = \pi \cdot r_{cp} \cdot \frac{\alpha}{180}, \text{ м.} \quad (3)$$

Зная L_1 , H и k_ϕ , получим выражения для нахождения: площади живого сечения проницаемой дугообразной поверхности

$$S_{o.1} = L_1 \cdot H \cdot k_\phi, \text{ м}^2 \quad (4)$$

ортогональной скорости фильтрата, с учетом (2), (3) и (4)

$$v_o = \frac{Q_{o.1}}{S_{o.1}} = \frac{180 \cdot Q_{o.1}}{\pi \cdot \alpha \cdot \left(R - h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n} \right) \cdot H \cdot k_\phi}, \text{ м/с}$$

и соотношения ее с продольной скоростью

$$i = \frac{v}{v_o} = \frac{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot \left(R - h_k \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n} \right) \cdot H \cdot k_\phi}{180 \cdot Q_{o.1}}. \quad (5)$$

Из выражения (5) находим внутренний радиус корпуса очистителя

$$R = \frac{180 \cdot Q_{0.1} \cdot i}{v \cdot \pi \cdot \alpha \cdot H \cdot k_{\phi}} + h_{\kappa} \cdot \frac{1+n}{2 \cdot n}, \text{ м.}$$

Задаваясь значением отношения i , соответствующим заданной в исходных данных загрязненности исходной жидкости, определяем радиус R корпуса очистителя. Затем, по известным параметрам, изменяя значение угла β от 0 до α , по формуле (1) вычисляем ряд значений точного радиуса профиля фильтроэлемента, используемых в дальнейшем при разметке дугообразной поверхности фильтроэлемента.

Так как в формуле для определения длины L_1 используются значения в градусах, а в формуле (1) угол β является величиной переменной, то при расчете удобнее всего углы выражать в градусах. Опытном проектировании установлено, что угол α , определяющий длину канала и проницаемую часть поверхности фильтроэлемента, равен примерно $150 \pm 5^\circ$. Также следует учитывать, что раз речь идет о гидродинамическом очистителе, то фильтрующую сетку следует выбирать из условия, что размер ее ячейки должен быть в 2–3 раза больше максимально допустимого значения диаметра частицы загрязнения в фильтрате, т.е. $C = (2 \div 3) \cdot d_o$. Это обеспечивает уменьшение габаритов очистителя и его стоимости. Однако, в особых случаях, размер ячейка сетки может быть как меньше $C < d_o$, так и больше $C = (3 \div 10) \cdot d_o$ рекомендуемого значения. При этом, в первом случае, исключается вероятность попадания в фильтрат более крупных частиц загрязнения чем допустимые, например, в момент запуска в работу очистителя. Это приводит к увеличению габаритов очистителя. Во втором случае резко снижаются габариты и стоимость очистителя, но возникает необходимость в увеличении скоростей течения жидкости в канале, что сопровождается увеличением потерь давления.

Расчет любого изделия должен способствовать высокой степени стандартизации, т.е. обеспечивать конструктору возможность как можно больше использовать стандартных изделий. В данном случае, при расчете фильтроэлемента, должны быть учтены стандарты на сетки и профили металла, причем сам фильтроэлемент должен обеспечить возможность использования стандартных изделий и при последующем проектировании корпуса очистителя, куда он будет монтироваться, таких как: трубы, днища, крышки, фланцы, прокладки и прочее. Поэтому, даже после удовлетворительного расчета очистителя, возможна еще и его корректировка. Об этом и практическом расчете фильтроэлемента более детально изложено в работе [10].

Расчет клинообразного канала не представляет трудностей, так как при этом достаточно определить ширину канала в начале и конце.

При этом ширина конца этого канала должна быть не меньшей ширины конца серповидного канала.

Также известно, что работу любого гидродинамического очистителя можно сделать более эффективной, если часть сливаемой жидкости использовать в циркуляционном режиме совместно с очищаемой жидкостью. И так как количество смывной жидкости в очистителях тонкой очистки составляет не более 25% от общего количества очищаемой жидкости, то для циркуляции ее части целесообразней использовать струйный эжектор с подключением его по схеме, приведенной на рисунке 2.

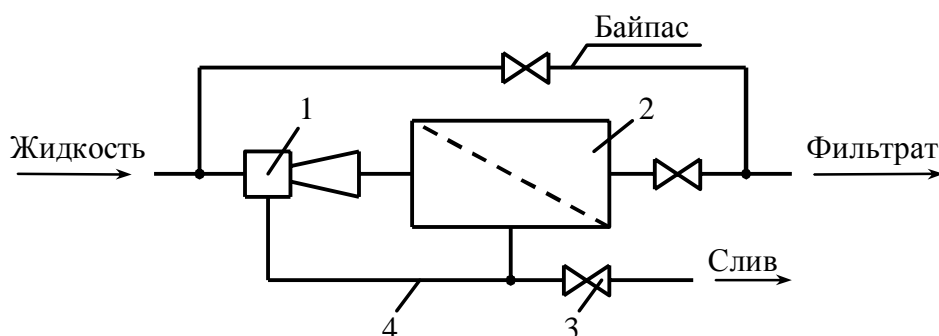


Рисунок 2 – Схема очистителя с эжектором на входе

Эжектор 1 (см. рис. 2) смонтирован перед входным патрубком очистителя 2, сливной патрубок которого перед регулирующим дросселем 3 соединен циркуляционным трубопроводом 4 с камерой пониженного давления эжектора 1, а выходной патрубок подсоединен к трубопроводу потребителя. В результате очищаемую жидкость подают на вход эжектора 1, где она создает разрежение в камере пониженного давления, благодаря чему часть смывной жидкости, определяемая дросселем 3, по трубопроводу 4 поступает в эжектор 1, а затем вместе с основной жидкостью попадает во входной патрубок очистителя. Вторая часть смывной жидкости через дроссель 4 покидает очиститель. Таким образом часть смывной жидкости постоянно циркулирует в системе очиститель – эжектор – циркуляционный трубопровод, а другая часть постоянно сливается из очистителя в канализацию, направляется в обратный цикл или имеющему возможность ее использования потребителю. Это позволяет увеличить скорость жидкости в напорных каналах и еще более улучшить процесс ее очистки, повысить производительность и надежность работы очистителя.

Выводы. Таким образом, наличие в предлагаемом очистителе жидкости двух дополнительных проницаемых поверхностей, образующих клинообразный напорный канал постоянной высоты с линейно из-

меняющейся в направлении потока жидкости в нем шириной, обеспечивает повышение производительности очистителя по фильтрату примерно в 1,7 раза в сравнении с аналогом, снижение потерь давления жидкости и равномерность фильтрации по всей фильтрующей поверхности фильтроэлемента. При одинаковой же производительности усовершенствованный очиститель будет иметь значительно меньшие габариты и стоимость.

Библиографический список

1. *Список внедренных установок по водоподготовке и очистке воды.* [Электронный ресурс] / Режим доступа: <http://www.epcs.ru/works>.

2. *Гидродинамические фильтры.* [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://www.technique.com.ua/rus/articles/67/128>.

3. Чебан В.Г. *Преимущества, недостатки и перспективы самоочищающихся очистителей жидкости* // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 30. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С.177-183.

4. Финкельштейн З.Л. *Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин* / З.Л. Финкельштейн. – М. : Недра, 1986. – 232с.

5. ООО ПКП «Вектор». *Описание и внедрение гидродинамических фильтров «цилиндр в цилиндре»* [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://www.pkpvector.ru/product/info.php>.

6. Заявка №0332277, МКИ4 В01D45/12, В04С5/28, 9/00. *Опубл. в РЖ «Изобретения в СССР и за рубежом», № 37, 1989.*

7. Пат. 61117 Україна, МПК(2011.01) В01D27/00. *Очистник потоку рідини* / Чебан В.Г. ; заявник і патентовласник ДонДТУ –№и201014807 ; заявл. 10.12.10 ; опубл. 11.07.2011, Бюл. № 13. – 5 с.

8. Пат. 64598 Україна, МПК⁶ В01D37/00. *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.

9. Пат. 64599 Україна, МПК⁶ В01D29/11. *Фільтроелемент очистника рідин* / Бондаренко В.П.; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2003076547; заявл. 14.07.03; опубл. 15.12.05. Бюл. № 12.

10. 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.

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

к.т.н. Боровик П.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, borovikpv@mail.ru)

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЖЕСТКОСТИ СТАНИНЫ НА ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ

Наведено результати теоретичних досліджень процесу гарячого різання на ножницях з урахуванням пружної деформації станини. Проаналізовано вплив жорсткості станини на енергосилові параметри процесу різання на ножницях. Вказується на необхідність врахування жорсткості станини з метою підвищення точності та розвитку методів розрахунку процесу різання на ножницях.

Ключові слова: ножниці, сила різання, жорсткість станини.

Приведены результаты теоретических исследований процесса горячей резки на ножницах с учетом упругой деформации станины. Проанализировано влияние жесткости станины на энергосиловые параметры процесса резки на ножницах. Указывается на необходимость учета жесткости станины с целью повышения точности и развития методов расчета процесса резки на ножницах.

Ключевые слова: ножницы, сила резки, жесткость станины.

Перспективним направленням розвитку разделительных операций в прокатном производствe являється більше широке применение процесa гарячої резки в технологических линиях производства толстых горячекатаных листов [1]. Таким образом, научные исследования в данном направлении должны способствовать расширению представления о протекании процесса горячей резки.

В настоящее время, благодаря росту возможностей вычислительной техники, а также поскольку экспериментальные исследования процессов обработки давлением в промышленных условиях сопряжены с целым рядом финансовых затрат и организационных трудностей, успешно развиваются подходы теоретических исследований, базирующиеся на разработке численных математических моделей. В основу данных моделей положены методы теории упругости и пластичности, а также вопросы механики разрушения, что, при достоверной информации о механических свойствах конкретного материала, позволяет в максимально полной степени отображать реальные физические процессы, протекающие в металле.

Особое место, при решении широкого спектра задач обработки давлением, занимает метод конечных элементов (МКЭ) [2, 3].

Детальный анализ теоретических исследований и экспериментальных данных процесса горячей резки на ножницах [1, 4, 5] позволяет указать еще один фактор требующий учета в ходе математического моделирования. Так, полученные в работе [5] результаты прямо указывают на необходимость учета жесткости станины при расчетах энергосиловых параметров процесса резки на ножницах.

В классическом представлении процесса резки на ножницах [6, 7] выделяют три стадии: вмятие ножей в металл, сдвиг (собственно рез), скол. При этом, как раз на этапе вмятия и наблюдается плавное увеличение силы резки.

Таким образом, опираясь на результаты работы [5], можно предположить, что учет упругой деформации станины ножниц в ходе математического моделирования позволит уточнить результаты теоретических решений и расширить представление о ходе процесса резки.

Целью данной работы является оценка влияния жесткости станины на энергосиловые параметры процесса резки металла на ножницах.

Для достижения данной цели проводились теоретические исследования на базе МКЭ путем математического моделирования процесса резки горячего металла на ножницах с параллельным резом.

Математическое моделирование осуществлялось на базе программного комплекса ABAQUS. Для чего была разработана конечно-элементная математическая модель, описывающая плоскую задачу резки параллельными ножами и учитывающая жесткость станины.

Модель (рис. 1) состоит из трех абсолютно жестких недеформируемых тел – прижим, верхний и нижний ножи, а также деформируемого бруса, моделирующего лист и отрезаемую кромку. С целью учета упругой деформации станины в модель введен упругий элемент, а для исключения значительных динамических колебаний – вязкий демпфер.

При этом движение сообщается одновременно нижнему ножу и прижиму, тогда как верхний нож может смещаться, только преодолевая жесткость (упругую деформацию) упругого элемента (станины).

Деформируемый брус представляет собой сетку из изопараметрических четырехугольных линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды в условиях плоской деформации.

Учитывая, что процесс резки сопровождается большими пластическими деформациями, в ходе математического моделирования использовалась процедура адаптации сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [3]. Инструменты моделировались как аналитические недеформируемые поверхности.

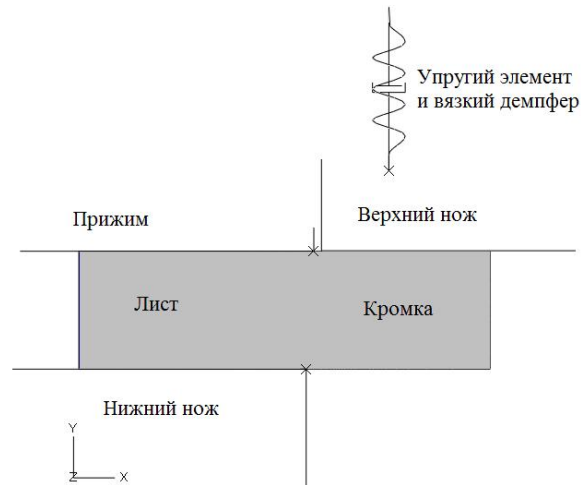


Рисунок 1 – Общий вид модели резки параллельными ножами с учетом упругой деформации станины

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

На левую боковую поверхность бруса накладывалось ограничение по его перемещению вдоль оси X.

Разрушение материала моделировалось методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [3].

Исходными данными для расчета были приняты следующие: толщина разрезаемого листа – 10 мм, ширина отрезаемой кромки – 15 мм, номинальная температура процесса – 600, 700 и 800 °С, скорость резки – 28 мм/с.

В качестве исследуемого материала была выбрана сталь 09Г2, поскольку для этой марки стали в литературе [8] приведены данные о ее пластичности в области близкой к исследуемому диапазону температур. Механические свойства для выбранной марки стали определяли по химическому составу в соответствии с известной методикой Л.В. Андреюка [9].

Учитывая, что на базе данной модели решается плоская задача, то жесткость станины ножниц участвующая в расчетах определялась как величина, приведенная к единице ширины разрезаемой заготовки и варьировалась в пределах $C = 500 \dots 2000 \frac{H/мм}{мм}$. Таким образом, в дан-

ных условиях изменение приведенной жесткости может указывать как на различную жесткость станины (резка на ножницах разных конструкций) при условии резки заготовок с равной шириной, так и на измене-

ние приведенной жесткости за счет изменения ширины разрезаемой заготовки при условии постоянной жесткости станины (определенной конструкции ножниц).

По результатам моделирования были получены зависимости изменения во времени силы резки, приходящейся на 1 мм ширины (рис. 2) и величины относительного внедрения ножей в металл (рис. 3) при различных температурах с различной приведенной жесткостью станины.

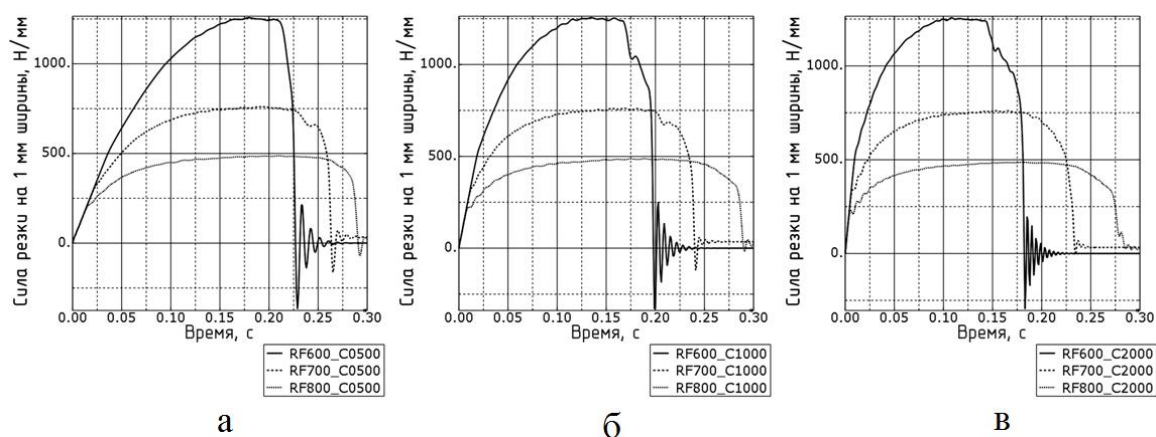


Рисунок 2 – Зависимости изменения во времени силы резки, приходящейся на 1 мм ширины по результатам моделирования при различных температурах и значениях приведенной жесткости:

$$а - C = 500 \frac{Н/мм}{мм}; \quad б - C = 1000 \frac{Н/мм}{мм}; \quad в - C = 2000 \frac{Н/мм}{мм}.$$

Анализ зависимостей силы резки показывает, что на первоначальном этапе внедрения при равной приведенной жесткости наблюдается одинаковый характер нарастания силы, однако время нарастания различное. В те же промежутки времени, на графиках зависимостей относительного внедрения ножей в металл наблюдается внедрение очень близкое к нулю. Такое поведение объясняется упругой деформацией станины до момента начала роста пластических деформаций в металле [5].

Кроме того, из представленных зависимостей видно, что с изменением приведенной жесткости меняется продолжительность собственно процесса резки (с уменьшением жесткости длительность возрастает), а также изменяется интенсивность нарастания относительного внедрения ножей в металл.

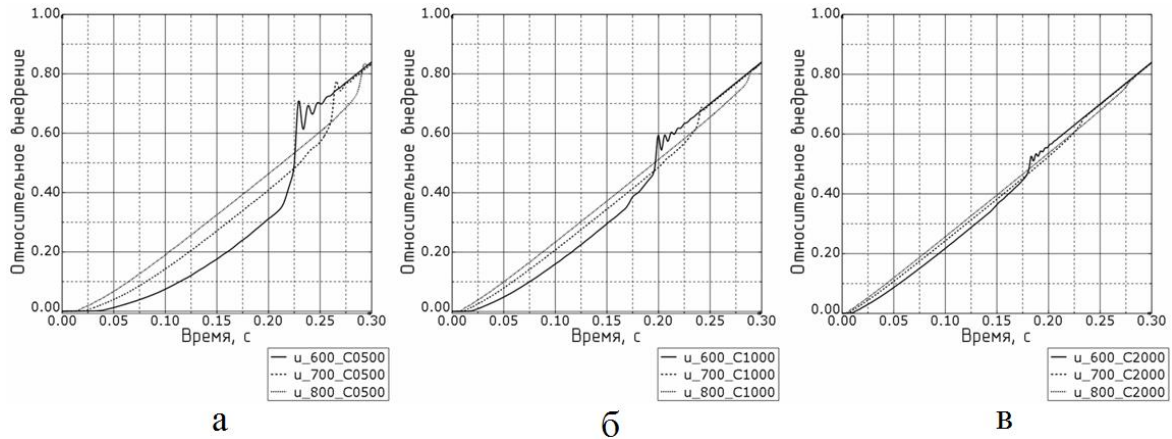


Рисунок 3 – Зависимости изменения во времени величины относительного внедрения ножей в металл по результатам моделирования при различных температурах и значениях приведенной жесткости:

$$а - C = 500 \frac{H/мм}{мм}; \quad б - C = 1000 \frac{H/мм}{мм}; \quad в - C = 2000 \frac{H/мм}{мм}.$$

Таким образом, очевидно, что изменение жесткости влияет на энергозатраты процесса резки, поскольку изменяется ход и продолжительность процесса.

С целью анализа энергозатрат, по результатам моделирования были получены зависимости изменения внешней работы от температуры, при различной приведенной жесткости (рис. 4).

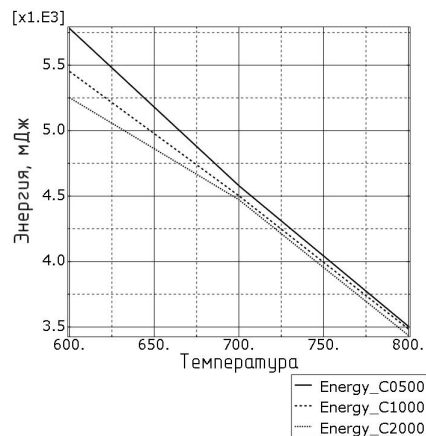


Рисунок 4 – Зависимости изменения внешней работы от температуры по результатам моделирования при различных значения приведенной жесткости

При дальнейшем анализе процесса резки были получены зависимости силы резки на 1 мм ширины от относительной глубины внедре-

ния ножей в металл при различных температурах с различной приведенной жесткостью станины (рис. 5).

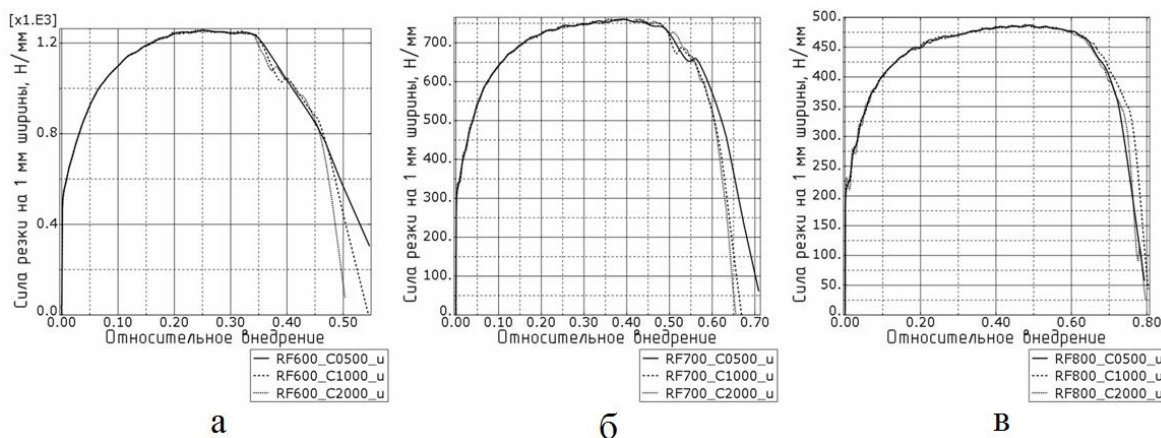


Рисунок 5 – Зависимости изменения силы резки, приходящейся на 1 мм ширины от относительного внедрения ножей по результатам моделирования при различных значениях приведенной жесткости и температурах: а – 600°C ; б – 700°C ; в – 800°C .

Совместный анализ данных зависимостей (рис. 4 и 5) показывает, что независимо от температуры изменение силы резки от относительной глубины внедрения при различной приведенной жесткости практически одинаковы (рис. 5), тогда как по мере снижения температуры (рис. 4) разница по внешней работе возрастает. Данный факт можно объяснить тем, что при прочих равных условиях по мере снижения температуры возрастают механические свойства разрезаемого металла и для выполнения разделительной операции требуется большая степень деформации станины, а следовательно дополнительная энергия.

Таким образом, можно утверждать, при расчетах энергосиловых параметров процесса резки необходимо учитывать жесткость станины, поскольку изменение геометрии разрезаемого сечения (изменение площади разрезаемого сечения) оказывает влияние на величину приведенной жесткости. Кроме того, существующие методы расчета [6], когда при определении энергосиловых параметров используют удельную работу резки, также требуют уточнения, с учетом жесткости станины.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

1. В процессе резки с изменением относительной жесткости меняется продолжительность собственно процесса резки (с уменьшением жесткости длительность возрастает), а также изменяется интенсивность нарастания относительного внедрения ножей в металл.

2. Изменение приведенной жесткости влияет на энергозатраты процесса резки, поскольку изменяется ход и продолжительность процесса.

3. При расчетах энергосиловых параметров процесса резки необходимо учитывать жесткость станины, поскольку изменение геометрии разрезаемого сечения оказывает влияние на величину приведенной жесткости.

Результаты работы могут быть использованы при исследованиях и развитии методов расчета процесса резки на ножницах.

Библиографический список

1. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук, спец. 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Краматорск, 2008. – 225 с.

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

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

4. Боровик П. В. Выбор аппроксимации механических свойств при математическом моделировании процесса горячей резки на ножницах / П.В. Боровик, В.А. Луценко // *Металлургические процессы и оборудование*. – Донецк, 2011. – 2(24) – С. 5-9.

5. Боровик П. В. Математическое моделирование процесса резки на ножницах с учетом упругой деформации станины / П. В. Боровик / *Вісник Національного технічного університету "ХПІ"*. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ", 2011. – № 47. – С. 76-80.

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

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

8. Паршин В.А. *Деформируемость и качество* / В.А. Паршин, Е.Г.Зудов, В. Л. Колмогоров. – М. : *Металлургия*, 1979. – 192 с.

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

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

*к.т.н. Ефимова В.Г.
(НТУУ «КПИ» МОНМСУ, г. Киев),
к.т.н. Ефимов Г.В.
(ФТИМС НАНУ, г. Киев)*

ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО – ХИМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОПТИМИЗАЦИЮ ПАРАМЕТРОВ ФУТЕРОВКИ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ

Наведені результати теоретичних досліджень фізико-хімічних процесів, які впливають на знос футерівки проміжного ковша. Показані недоліки футерівки, що застосовується та її вплив на технологію розливання і якість металу. Визначені шляхи збільшення стійкості футерівки та зниження тепловтрат. Результати досліджень підтверджені промисловими випробуваннями.

***Ключові слова:** проміжний ківш, футерівка, тепловтрати, вогнетрив.*

Приведены результаты теоретических исследований физико-химических процессов, которые влияют на износ футеровки промежуточного ковша. Показаны недостатки применяемой футеровки и их влияние на технологию разливки и качество металла. Определены пути увеличения стойкости футеровки и снижения теплопотерь. Результаты исследований подтверждены промышленными испытаниями.

***Ключевые слова:** промежуточный ковш, футеровка, теплопотери, огнеупор.*

Успех производства чистой стали тесно связан с развитием и выбором рациональных огнеупоров для сталеплавильных агрегатов. Следовательно, это тема является актуальной, поскольку одним из источников экзогенных включений являются продукты разрушения футеровки сталеплавильных агрегатов при перетоке металла из стальной ковша к кристаллизатору. По данным В. Thomas и др. [1] источником 46 % экзогенных макровключений являются продукты разрушения футеровки сталеплавильных агрегатов, которые образуются в результате химической или механической эрозии, что может привести к значительному снижению качества даже очень чистой стали.

С развитием вторичной металлургии промежуточный ковш превратился в металлургический реактор сталеплавильного производства. Без преувеличения можно сказать, что процесс обработки стали в промковше стал более важным и систематизированным, чем первичные стадии производства стали. Следовательно, требования, предъявляемые к промежуточному ковшу как к металлургическому реактору, должны быть пересмотрены в контексте новых многообразных задач, поставленных перед вторичной металлургией. Данные изменения также подтверждают необходимость точного подбора огнеупорного материала к определенным металлургическим условиям.

Термодинамическая вероятность протекания химической коррозии материала огнеупора обусловлена его неустойчивостью в агрессивных средах, таких как расплав стали. Этот процесс сопровождается соответствующим уменьшением изобарно-изотермического потенциала [2].

Для процесса коррозии огнеупорного материала расплавом стали изменение изобарно-изотермического потенциала системы ΔG определяется уравнением изотермы химической реакции

$$\Delta G = RT \left(\ln \frac{1}{P_{O_2}} - \ln \frac{1}{P_{O_2(\text{равн.})}} \right), \quad (1)$$

где P_{O_2} – парциальное давление кислорода, соответствующее исходному состоянию системы, *атм*;

$P_{O_2(\text{равн.})}$ – парциальное давление кислорода, соответствующее равновесному состоянию системы, *атм*;

R – универсальная газовая постоянная, *Дж / моль · К* ;

T – температура, *К*.

Самопроизвольное протекание процесса коррозии возможно если $P_{O_2} > P_{O_2(\text{равн.})}$.

Характеристикой поступающего кислорода из огнеупорного материала служит индекс кислородного потенциала

$$IOP = \frac{\sum_i \left(\frac{M_i}{\rho_i} \cdot \alpha_i \right)^{2/3} \cdot \Delta G_i^0}{\sum_i \left(\frac{M_i}{\rho_i} \cdot \alpha_i \right)^{2/3}}, \quad (2)$$

где ΔG_i^0 – свободная энергия образования оксида, $\text{кДж} / \text{моль}$;
 M_i – молекулярная масса, $\text{г} / \text{моль}$;
 ρ_i – плотность оксида, $\text{г} / \text{см}^3$;
 α_i – количество молекул.

Данные исследований [3, 4] показывают, что увеличение индекса кислородного потенциала приводит к увеличению общего содержания кислорода в стали. При поступлении дополнительного количества кислорода из огнеупора в расплав протекает химическая реакция с элементом раскислителем, например, с алюминием, в результате чего образуется глинозем. При этом увеличивается общее содержание кислорода в расплаве. Наибольшее содержание растворенного кислорода достигается при применении SiO_2 – содержащих и Cr_2O_3 – содержащих оксидов, поскольку они имеют наиболее высокий индекс кислородного потенциала и, таким образом, реакция восстановления их алюминием более вероятна.

Процессы эрозии осуществляются за счет возникающих напряжений вследствие наличия технологического перепада температур, а также откалывания отдельных частиц огнеупора при соударении потоков стали с футеровкой при турбулентном течении расплава.

Механизм возникновения напряжений заключается в том, что наружные слои огнеупора, имеющие непосредственный контакт с металлом, имеют более высокую температуру, чем внутренние, и соответственно она сильнее расширяется. Такие напряжения достигают значений, превышающих прочность материала огнеупора. В результате возникают микротрещины, которые в процессе повторных циклов нагрев – охлаждение увеличиваются, что приводит к разрушению материала. Процесс разрушения усугубляется коррозионным воздействием расплавов металла и шлака, а также сильным эрозионным воздействием потоков металла, особенно в приемной камере.

Термическое напряжение и сопротивление растрескиванию, по данным работ [5, 6], зависят от следующих параметров

$$\varepsilon = E\alpha(T_1 - T_0), \quad (3)$$

$$R = \frac{F}{\alpha \cdot E} \sqrt{\frac{\lambda}{\rho \cdot c}}, \quad (4)$$

где ε – термическое напряжение, $\text{Н} / \text{см}^2$;
 E – модуль упругости, Па ;

α – коэффициент линейного термического расширения, 10^{-6} K^{-1} ;

T_1 и T_0 – температура расплава и футеровки соответственно, K ;

F – предел прочности при растяжении, $Па$;

λ – теплопроводность материала, $Вт/м \cdot K$;

ρ – плотность материала, $г/см^3$;

c – теплоемкость, $Дж/К$.

Изучение напряженного состояния огнеупоров показало, что для снижения напряжений существуют следующие методы. Первое – использование материалов, которые по своей природе обладают низкими значениями коэффициента термического расширения и модуля упругости; второй – создание рыхлой, пористой структуры, имеющей малую упругость и препятствующую возникновению и распространению уже зародившихся трещин; третий – использование оптимальных геометрических размеров элементов футеровки рабочего слоя [7].

Условия эксплуатации огнеупоров в рабочем слое промковша требуют высокой коррозионной стойкости. Поэтому создание рыхлой пористой структуры в целях снижения трещинообразования и снижения напряжений неприемлемо. Растворимость огнеупора подчиняется закону Фика [5]

$$dV = -DS \frac{dc}{dx} d\tau, \quad (5)$$

где V – объем твердого вещества, перешедшего в раствор, $см^3$;

τ – время взаимодействия, $с$;

D – коэффициент диффузии, $см^2/с$;

S – поверхность взаимодействия расплава с огнеупором, $см^2$;

c – концентрация растворенного вещества $моль/см^3$;

x – толщина реакционной зоны, $см$.

Из уравнения (5) видно, что развитая пористая структура, имеющая большую площадь контакта с расплавом, приведет к быстрому растворению огнеупора. Поэтому для увеличения стойкости футеровки необходимо стремиться получить плотную беспористую структуру.

Использование материалов, обладающих по своей природе низкими значениями коэффициента термического расширения, также неприемлемо, поскольку наиболее устойчивыми огнеупорными материалами по отношению к расплавам сталей являются материалы на основе MgO , которые в свою очередь обладают высокими значениями коэффициента термического расширения [7].

Термическое напряжение в рабочем слое можно описать следующей зависимостью [5]

$$K_t = \frac{R_2}{R_1 \cdot \delta \cdot \Delta T \cdot N}, \quad (6)$$

где K_t – коэффициент термической стойкости;

R_1 – начальная прочность, Па;

R_2 – прочность после термосмены, Па;

δ – толщина изделия, м;

ΔT – разность температур на обеих поверхностях изделия, К;

N – число термосмен.

Из анализа работ [6, 7] и выражений (3), (6) следует, что снизить термические напряжения в футеровке рабочего слоя можно за счет уменьшения толщины рабочего слоя; уменьшения габаритных размеров элементов футеровки (фрагментарности структуры); повышения теплопроводности слоя в результате создания плотной беспористой структуры.

При таких условиях тонкий слой футеровки благодаря большой теплопроводности прогревается мгновенно, что обуславливает малое значение ΔT , а незначительные абсолютные увеличения размеров малых фрагментов компенсируется зазорами (швами) между ними.

В итоге будут получены предпосылки для создания условий значительного снижения зарождения напряжений и возможности их устранения.

Таким образом, рабочая футеровка промежуточного ковша должна выполняться из основных огнеупоров, обладающих большой плотностью (открытая пористость 10-13%). Элементы футеровки должны иметь незначительные размеры и толщину.

Величина удельного теплового потока от расплава к броне промежуточного ковша через рабочий и арматурный слои составит

$$Q_1 = Q_2 + Q_3, \quad (7)$$

$$Q_1 = \frac{\lambda_{\text{раб.слой}}}{\delta_{\text{раб.слой}}} (T_{\text{раб.}} - T_{\text{арм.}}) + \frac{\lambda_{\text{арм.слой}}}{\delta_{\text{арм.слой}}} (T_{\text{арм.}} - T_{\text{бр.}}), \quad (8)$$

где Q_2 – величина удельного теплового потока от расплава к арматурной футеровки через рабочий слой, Вт / м²;

Q_3 – величина удельного теплового потока от рабочего слоя футеровки к броне промежуточного ковша через арматурный слой, $Вт / м^2$;

$\lambda_{раб.слой}$ и $\lambda_{арм.слой}$ – теплопроводность материалов рабочего и арматурного слоя, соответственно, $Вт / м К$;

$T_{раб.}$, $T_{арм.}$, $T_{бр.}$ – температуры поверхности рабочего слоя со стороны расплава, арматурного слоя и брони промежуточного ковша, соответственно, $К$;

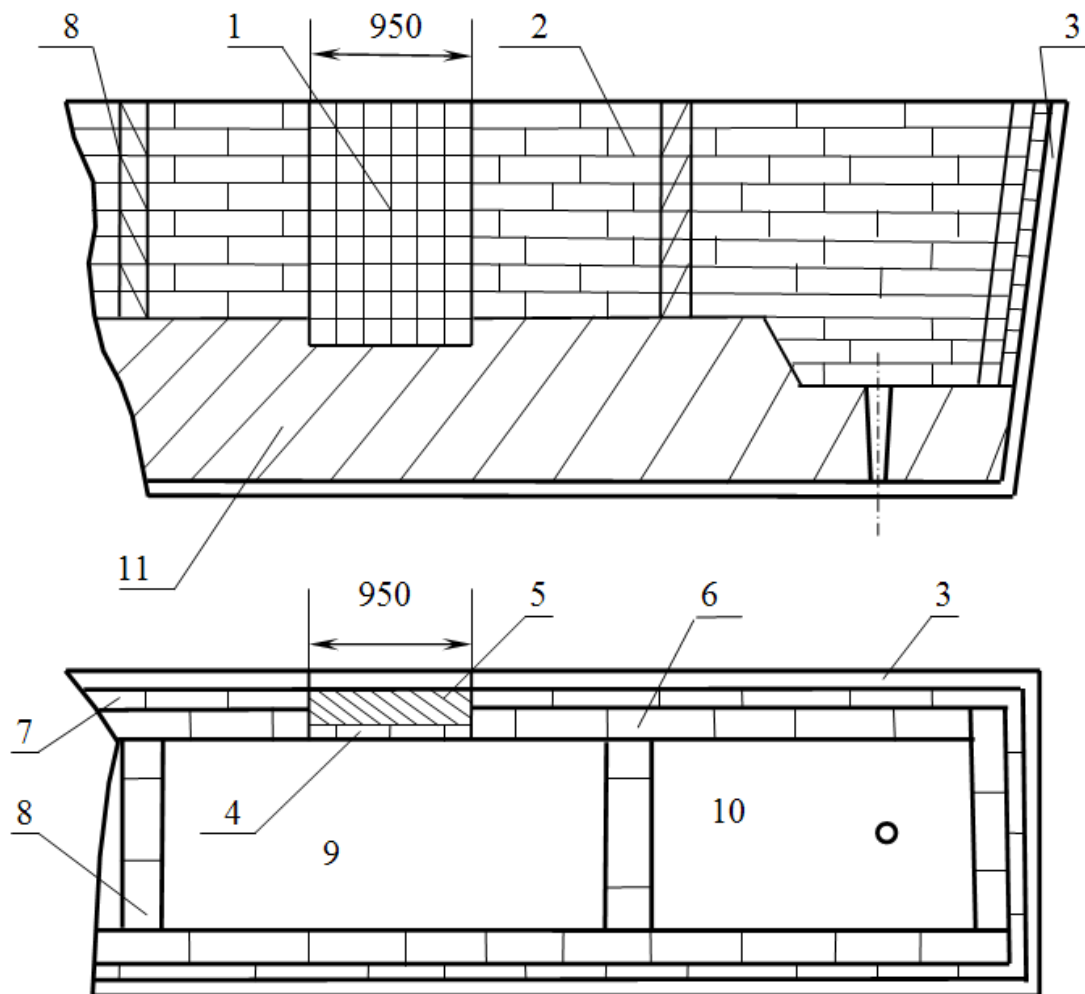
$\delta_{раб.слой}$ и $\delta_{арм.слой}$ – толщина рабочего и арматурного слоев соответственно, $м$.

Анализ выражений (7) и (8), а также данные работ [2-5] показывают, что снизить тепловой поток через футеровку промежуточного ковша можно за счет материалов с низкой теплопроводностью.

Теоретические аспекты, приведенные выше, были проверены нами в промышленных условиях ПАО МК «Азовсталь» в конвертерном цехе на футеровке промежуточного ковша МНЛЗ емкостью 40 т. Перед разливкой промежуточные ковши прогревались до температуры 1100-1200 °С. Наибольшему разрушению в процессе эксплуатации промежуточного ковша подвергается футеровка приемной камеры, поэтому эксперименты проводились на футеровке этой камеры (рисунок 1). Рабочий слой экспериментальной футеровки (рисунок 2, а) был выполнен из плотного периклазохромита пористостью 10-13 %. Толщина рабочего слоя составляла 40 мм, а габариты футеровочных элементов – 230 × 115 мм. Для сравнения, толщина рабочего слоя обычной футеровки составляет 120 мм, а габариты кирпича – 300 × 120 × 80 мм (рисунок 2, б). Арматурный (теплоизоляционный) слой экспериментальной футеровки толщиной 160 мм выполнялся из диатомита. Теплопроводность периклазохромита, шамота и диатомита соответственно составляла 2,05; 1,14; 0,35 $Вт / м К$. Арматурный слой футеровки составлял 80 мм и выполнялся из того же шамотного кирпича, как и рабочий (рисунок 2, б).

При помощи термопар, расположенных на расстоянии 125 мм от расплава стали в толще обеих футеровок (рисунок 2), был произведен замер температур на протяжении всей кампании промежуточного ковша, в течение 6 часов при разливке 2000 т стали. Анализ состояния рабочего слоя экспериментальной футеровки после разливки свидетельствует о преимуществе по сравнению с рабочим слоем обычной шамотной футеровки.

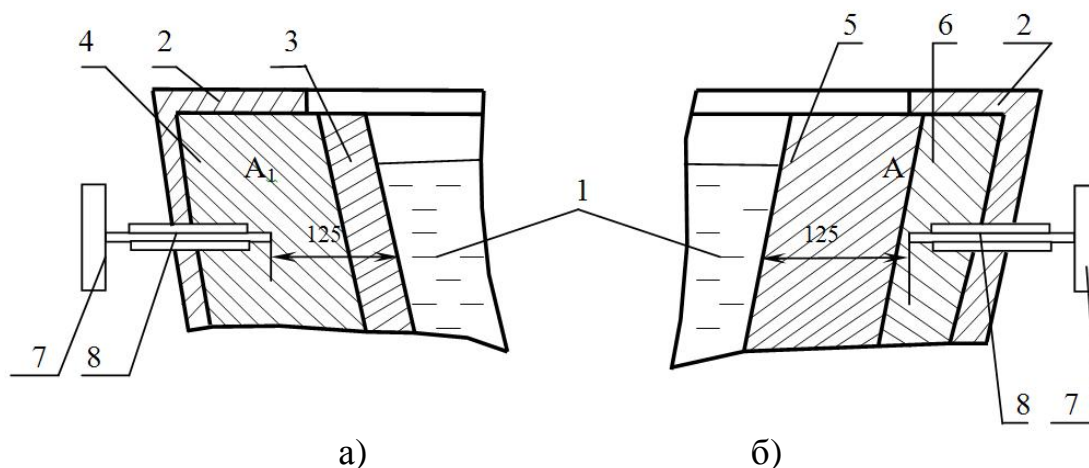
Износ периклазохромита практически отсутствовал, тогда, как толщина шамотной футеровки уменьшалась на 50-70 мм.



- 1 – экспериментальная футеровка; 2 – обычная футеровка;
 3 – броня ковша; 4 – рабочий слой экспериментальной футеровки;
 5 – теплоизоляционный слой экспериментальной футеровки;
 6 – рабочий слой обычной футеровки; 7 – арматурный слой обычной футеровки; 8 – перегородка; 9 – приемная камера промежуточного ковша; 10 – раздаточная камера промежуточного ковша;
 11 – футеровка днища ковша

Рисунок 1 – Схема футеровки боковой поверхности промковша

Прогрев футеровки за компанию промежуточного ковша свидетельствует о том, что тепловой поток, проходящий через экспериментальную футеровку, значительно ниже, чем у обычной футеровки, поскольку температура в контрольной точке A_1 (рисунок 2, а) экспериментальной футеровки при окончательно установившемся тепловом режиме промежуточного ковша (после первой плавки) почти на 400°C ниже, чем температура в контрольной точке A обычной футеровки (рисунок 2, б).



а) – экспериментальная; б) – обычная;

1 – расплав стали; 2 – броня; 3 – рабочий слой (периклазохромит);
 4 – теплоизоляционный слой; 5 – рабочий слой (шамот);
 6 – арматурный слой (шамот); 7 – датчик температуры;
 8 – термопара

Рисунок 2 – Конструкция футеровок

Таким образом, теоретический анализ и практическое опробование двухслойной футеровки, имеющей тонкий рабочий слой, выполненный из периклазохромитовых элементов повышенной плотности и уменьшенных размеров с использованием теплоизоляционного арматурного слоя, могут гарантировать повышенную стойкость промежуточного ковша и его эффективную тепловую работу.

В процессе дальнейшей работы предполагается внедрение двухслойной футеровки промежуточного ковша на металлургических предприятиях Украины и исследование эффективности ее использования.

Библиографический список

1. Zhang L. *Evaluation and control of steel cleanliness – review/ L. Zhang, G. Brian Thomas// – 85th Steelmaking Conference Proceedings. – ISS-AIME. – Warrendale. – PA. – 2002. – pp. 431-452.*
2. Lee W. *Melt corrosion of oxide and oxide carbon refractories/ W. Lee, S. Zhang// – International materials reviews. – 1999. – Vol. 44. – №3. – p. 77-104.*
3. Zhang S. *Low temperature molten salt-mediated preparation of porous ceramics / S. Zhang, L. Yuan// – Interceram. – 2009. – №6. – p. 374-347.*
4. Zhang S. *Molten salt synthesis of refractory-grade magnesium aluminate spinel powders at low temperatures / S. Zhang, W. Chen, Z. Wang, X. Wang.// – J Tech Assoc Refract. – Japan. – 2007. – №27. – p. 175-179.*

5. Будников П.П. Химическая технология керамики и огнеупоров / П.П. Будников, Д.Н. Полубояринов. – М.: – Metallurgizdat. – 1972. – 322с.

6. Goto K. Corrosion of MgO–MgAl₂O₄ Spinel Refractory Bricks by Calcium Aluminosilicate Slag/ K. Goto, E. William, E. Lee// – Journal of the American ceramic society. – 1997. – Vol.80 – ISS2. – February. – p. 461-471.

7. Nightingale S. A. Degradation of MgO refractory in CaO-SiO₂-MgO-FeO_x and CaO-SiO₂-Al₂O₃-MgO-FeO_x slags under forced convection / S. A. Nightingale, B. J. Monaghan, G. A. Brooks // Metallurgical and Materials Transactions B. – 2004. – Vol.36. – №4. – p. 453-461.

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

*к.т.н. Русанов И.Ф.,
Лупанов Д.В.,
к.т.н. Эссельбах В.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЧУГУННОЙ СТРУЖКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ ЖЕЛЕЗНЫХ РУД

Проведено аналіз економічної та технологічної ефективності використання чавунної стружки у верхньому шарі шихти і прибортовій зоні агломераційної машини. Показано, що реалізація такої технології сприяє поліпшенню теплового балансу процесу агломерації, підвищенню якості та виходу придатного агломерату.

Ключові слова: *агломерація, шихта, чавунна стружка, прибортовий шар, додаткове тепло, спікання, якість агломерату, вихід придатного.*

Проведен анализ экономической и технологической эффективности использования чугунной стружки в верхнем слое шихты и прибортовой зоне агломашины. Показано, что реализация такой технологии способствует улучшению теплового баланса процесса агломерации, повышению качества и выхода годного агломерата.

Ключевые слова: *агломерация, шихта, чугунная стружка, прибортовой слой, дополнительное тепло, спекание, качество агломерата, выход годного.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Среди многочисленных техногенных отходов не последнее место занимает чугунная стружка, которая является ценным вторичным сырьем для металлургического производства и требует рациональной утилизации.

В настоящее время чугунная стружка в небольших количествах используется при производстве брикетов. Организация производства брикетов требует значительных материальных затрат. Кроме того, при брикетировании стружки требуется определенная ее подготовка (в основном это удаление остатков смазочно-охлаждающей жидкости).

В то же время, как показывает опыт использования мелких фракций металлического железа, а к таким фракциям относится и чугунная

стружка, при агломерации железорудных материалов, открываются новые возможности повышения качества агломерата и производительности агломерационных машин.

В связи с этим возникает проблема перехода на новую технологию агломерации с использованием чугушной стружки.

Анализ исследований и публикаций.

Исследованию процесса агломерации с вводом в шихту отходов, содержащих металлическое железо стали уделять внимание в связи с началом разработки шлаковых отвалов мартеновского шлака. Такая переработка ведется, в частности, на шлаковом отвале ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК») предприятием ООО «Интерпром». При комплексной переработке отвала выделяется обогащенный продукт крупностью менее 10 мм, который содержит 30-40 % металлического железа при общем содержании его свыше 50 %.

Подробное описание исследований свойств этого продукта и влияния его ввода в шихту на ход и показатели агломерационного процесса приведено в работе [1].

Особенности спекания агломерата из шихты, в состав которой вводится металлическое железо, описаны в работе [2]. Проведенные исследования свидетельствуют о том, что ввод в агломерационную шихту металлического железа в результате практически полного его окисления приводит к повышению теплового уровня процесса спекания. При этом повышается качество агломерата и возрастает производительность агломерационной машины.

Постановка задачи. В работе была поставлена задача: используя особенности поведения металлического железа в условиях агломерации, улучшить качество агломерата верхнего слоя и прибортовой зоны агломашин путем ввода в шихту этих зон чугушной стружки.

Изложение материала и его результаты.

Общеизвестно, что верхний слой спекаемой шихты испытывает недостаток тепла даже при его дополнительном нагреве. Особенно это ощущается в условиях дефицита энергетических ресурсов. Так, например, на агломерационной фабрике ПАО «АМК» на зажигание и дополнительный нагрев спекаемого слоя расходуется 210-220 МДж/т агломерата, при рекомендуемом его расходе 330-400 МДж/т агломерата. При этом слой недополучает около 30-35 % необходимого тепла.

Сложившаяся к настоящему времени ситуация требует поиска новых технологических решений направленных на улучшение спекания шихты верхнего слоя.

В ДонГТУ, после проведения соответствующих расчетов и опытных спеканий агломерата, предложено недостаток тепла в верхней части спекаемого слоя компенсировать теплом, выделяющимся при окис-

лении металлического железа. При этом металлическое железо вводится в поверхностный слой шихты толщиной равной 1-2 зонам горения, то есть 20-50 мм.

Для ввода в аглошихту наиболее целесообразно использовать мелкую чугунную стружку крупностью до 3 мм. Чугунная стружка при этом будет утилизироваться с максимальной эффективностью.

Как следует из термодинамики окисления железа и его оксидов, в агломерационном процессе имеются все условия для окисления металлического железа. Фактическое парциальное давление кислорода в газе после зажигания шихты намного выше равновесного. В таких условиях введенная в верхний слой шихты стружка интенсивно окисляется остаточным кислородом горновых газов (обычно в газах содержится 2-9 % кислорода) с выделением большого количества тепла, (при окислении 1 кг стружки выделяется свыше 7000 кДж тепла, что эквивалентно сжиганию 0,24 кг условного топлива). Следует также учитывать, что при введении 1 кг стружки на 1 т шихты содержание железа в агломерате возрастает на 0,08-0,10 %.

Экспериментальные спекания с вводом чугунной стружки в верхний слой спекаемого материала подтвердили ее окисление со значительным тепловым эффектом. Спекания проводились в лабораторной чаше диаметром 150 мм и высотой 400 мм. Высота слоя составляла 320 мм. Зажигание проводилось горелкой факельного типа в течение 1 мин, при этом для лучшего зажигания на верхний слой подавалось дополнительное количество твердого топлива. Разрежение под колосниковой решеткой при зажигании составляло 8000 Па, а в процессе спекания – 10000 Па. Во время спекания на 4-х горизонтах, отстоящих от колосниковой решетки на 50, 110, 180 и 250 мм, измерялась температура в осевой зоне слоя.

При спекании обычной для ПАО «АМК» шихты основностью 1,25, состоящей из железорудной смеси (20 % аглоруды и 80 % железорудного концентрата), топлива в количестве 4,5 %, а также флюса и возврата, температура в нижних слоях доходила до 1350-1400 °С, а в верхнем слое она составляла всего 750-800 °С.

Для определения «чистого» влияния стружки на подогрев шихты сначала в чашу загружался возврат крупностью 5-10 мм до отметки расположенной на 20 мм выше уровня ввода верхней термопары. Затем на слой возврата укладывалась обычная окомкованная шихта, толщиной слоя 50 мм. В процессе укладки шихты в слой равномерно вводилась чугунная стружка в количестве от 10 до 50 % от веса шихты. Зажигание шихты со стружкой осуществляли в течение 1 мин. В ходе спекания непрерывно измеряли температуру по оси слоя в верхней его части (горизонт 250 мм).

В результате проведенных исследований установлено, что ввод чугунной стружки в шихту оказывает существенное влияние на тепловой уровень процесса. Так максимальная температура в слое при вводе стружки в количестве 10 % от массы шихты повысилась до 940 °С, а при увеличении количества стружки до 20 % она уже достигала 1180 °С. При спекании шихты с содержанием стружки в слое 40-50 % температура повышалась до 1550 °С, а в некоторых спеканиях и до 1580 °С. В результате при вводе такого количества стружки в слой ниже расположенный возврат спекался без топлива на глубину 50-60 мм, образуя прочный агломерат.

Время пребывания материалов в зоне высоких температур возрастает практически линейно количеству стружки в шихте (10 % – 30 сек; 20 % – 80 сек; 40 % – 180 сек; 50 % – 230 сек), что указывает на возрастание теплового уровня процесса за счёт окисления металлического железа и создает условия для формирования прочного спека.

Ввод чугунной стружки в количествах (до 20 %) практически не влияет на время достижения шихтой максимальной температуры, но при содержании в верхнем слое значительного количества чугунной стружки оно существенно возрастает, – более чем в два раза. При значительных (более 40 %) количествах чугунной стружки в слое не всё её количество окисляется, и в спеченном агломерате наблюдаются видимые металлические включения, представленные не спеченной или сформировавшей плотную корку, чугунной стружкой.

Наблюдаемое увеличение времени достижения максимальной температуры в месте её контроля, очевидно, вызвано тем, что при введении стружки в слой лимитирующим звеном процесса являются условия окисления металла, в первую очередь количество кислорода (или соотношение «кислород – металл») и отвод продуктов окисления. В результате анализа полученных данных установлено, что скорость окисления чугунной стружки в условиях опытов составляла 0,05-0,06 г/мин·см³ слоя. Отсюда следует, что для сохранения скорости спекания на прежнем уровне содержание стружки в поверхностном слое должно быть не более 5-8 %, что подтверждает нецелесообразность спекания агломерата с содержанием 40 и 50 % стружки. Вместе с тем при проведении эксперимента, не смотря на полученное расчетным методом оптимальное содержание стружки в верхнем слое, не замечено существенного увеличения времени достижения максимальной температуры и при 20 % стружки в верхнем слое. Как следствие, по результатам экспериментов следует признать максимальным ввод стружки в количестве до 20 %.

Следует иметь в виду, что тепло, выделяющееся в результате окисления стружки, практически полностью расходуется на нагрев слоя.

В результате расчета теплового баланса, для шихтовых условий ПАО «АМК» установлено, что недостаток тепла в верхнем слое шихты при спекании агломерата по обычной технологии составляет 20-25 %. При вводе в верхний слой чугунной стружки из расчета 10-15 кг/т шихты этот недостаток может быть полностью компенсирован.

Содержание мелочи в готовом агломерате в значительной мере определяется условиями спекания агломерационной шихты у бортов спекательных тележек, где проявляется так называемый «пристеночный эффект».

Проблеме улучшения качества агломерата, спеченного в прибортовой зоне агломашины, уделяется большое внимание. Все известные предложения позволяют в той или иной мере решить проблему улучшения условий спекания агломерата в прибортовой зоне. Однако при этом вопрос тепловой нагрузки в прибортовой зоне решен

не полностью, что не позволяет свести на нет негативное влияние условий спекания агломерата в этой зоне на его качество.

Пористость слоя прибортовой зоны может быть снижена путем ввода в слой любого мелкого материала, например, агломерационной руды. Однако при этом удастся лишь выровнять скорость движения воздуха в слое по ширине машины без компенсации потерь тепла через борта спекательных тележек. В результате проблема получения качественного агломерата в прибортовой зоне будет решена не в полной мере.

Для увеличения тепловой нагрузки в слой необходимо вводить не инертный материал, а какой-либо теплоноситель. В частности таким материалом может быть мелкая чугунная стружка. Соответствующие расчеты показали, что максимальное количество вводимой стружки, которое может быть введено в слой составляет около 18 % от массы шихты в прибортовой зоне.

С целью определения влияния ввода стружки в прибортовую зону спекаемого слоя на ход и результаты процесса агломерации в лаборатории ДонГТУ проведены специальные исследования.

При проведении исследований в центральную часть установки загружалась обычная агломерационная шихта, а в прибортовую – шихта, содержащая чугунную стружку. Спекания проводились в цилиндрической чаше диаметром 0,2 м и высотой 0,4 м. Стружка вводилась в прибортовое кольцо шириной 0,01 м в количестве 10-20 % от общей массы шихты загруженной в эту кольцевую зону.

Насыпная масса шихты со стружкой возрастала пропорционально ее количеству в шихте. Если насыпная масса шихты без стружки равнялась 1870 кг/м^3 , то при введении в нее стружки в количестве 0,1 и 0,2 от массы шихты ее насыпная масса в условиях опытов была равна 2170 и 2450 кг/м^3 соответственно. Учитывая, что стружка не участвовала в

процессе окомкования шихты, а вводилась в слой непосредственно при загрузке шихты в установку, увеличение насыпной массы приводило к снижению пористости слоя в прибортовой зоне. Обычно пористость слоя агломерационной шихты равна $0,47-0,54 \text{ м}^3/\text{м}^3$. В прибортовой зоне она выше на $0,05-0,07 \text{ м}^3/\text{м}^3$.

В результате проведенных исследований установлено, что шихта прибортовой зоны после ввода в слой стружки спекается примерно в таких же условиях, как и шихта в центральной части установки. Ввод стружки в прибортовую зону способствует выравниванию температуры по сечению спекаемого слоя. Если при обычном спекании температура в прибортовой зоне не превышала $600-700 \text{ }^\circ\text{C}$, то при вводе стружки она была близка к температуре в центре чаши (возросла до $1200-1250 \text{ }^\circ\text{C}$).

Повышение температуры в прибортовой зоне явилось следствием окисления чугунной стружки.

При вводе чугунной стружки в прибортовую зону выход годного агломерата крупностью более 5 мм возрастал пропорционально количеству введенной стружки, – на 1-2 %.

В результате прочность агломерата по всей установке стала примерно одинакова.

Разработанная технология опробована в аглоцехе ПАО «АМК». При этом порядок проведения экспериментов был следующий.

Вначале, во время кратковременной остановки агломашины, перед зажигательным горном в слой у одного из бортов спекательной тележки на глубину 150 мм был заглублен в шихту П-образный стальной лист толщиной 1 мм. Лист ограничивал возле борта тележки прямоугольную зону шириной 100 мм и длиной 350 мм.

Спекание агломерата во время проведения эксперимента проводилось при вакууме 840 мм вод. ст., скорости движения аглоленты $1,5 \text{ м/мин}$ и высоте слоя 350 мм. Температура в зажигательном горне была равна $1020 \text{ }^\circ\text{C}$.

После завершения процесса агломерации и выхода тележки с экспериментальным спеком в зону охлаждения производилось извлечение куска, ограниченного П-образным листом, для проведения исследований. При извлечении спека из ограниченной зоны было установлено, что реально можно извлечь спек на глубину не более 150 мм. Поэтому в последующих двух опытных спеканиях стружка загружалась в слой толщиной не более этой величины.

В этих опытных спеканиях чугунная стружка вводилась в слой в количестве 1 и 2 кг, что в пересчёте на всю спекаемую аглошихту при двухсторонней загрузке составит приблизительно 0,3 % и 0,6 % соответственно. Загрузка заданного количества стружки производилась на тележку вдоль борта на глубину приблизительно 150 мм и ширину при-

близительно 100 мм. Загрузку стружки проводили по возможности равномерно, а после загрузки обязательно перемешивали стружку с шихтой для предотвращения образования плотной корки на поверхности спека. После загрузки стружки, в шихту заглаблялся П-образный лист.

Следует отметить, что во всех трёх спеканиях стальной П-образный лист в ходе агломерации шихты с глубины приблизительно 20 мм полностью окислился. Включений чугунной стружки при осмотре спека также не было обнаружено.

После извлечения спека проводился его рассев на ситах 3 и 5 мм и готовились пробы для химического анализа. Результаты отсева спеков показали, что выход фракции + 5 мм при вводе в прибортовую зону чугунной стружки увеличивается пропорционально ее количеству. При этом прирост выхода фракции в условиях эксперимента составлял примерно 0,5 % на каждый кг введенной стружки.

Изменение количества фракции + 5 мм, явилось следствием повышения температурного уровня в прибортовой зоне, которое повлияло также и на изменение химического состава полученного агломерата.

Полученные данные позволяют полагать, что при полномасштабном внедрении предложенной технологии выход годного агломерата возрастет на 1,2-2,0 %.

При вводе в слой чугунной стружки содержание Fe в агломерате возрастает пропорционально количеству введенной стружки. В условиях опытов содержание железа в спеке прибортовой зоны возрастало на 1 % на каждый кг введенной стружки. В пересчете на весь агломерат рост содержания железа в нем составит 0,1-0,2 %.

Содержание FeO в спеке возрастает также пропорционально количеству введенной стружки, что является следствием окисления металлического железа. Характерно, что при увеличении расхода стружки относительно в большей степени металлическое железо окисляется до FeO. Если при вводе в слой 1 кг стружки до FeO окислилось 58,7 % железа (остальное окислилось до Fe₂O₃), то при вводе 2 кг стружки – 75,2 % соответственно.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Результаты проведенных исследований показывают, что ввод чугунной стружки в поверхностный слой аглошихты или в прибортовую зону является эффективным средством улучшения качества и повышения выхода годного агломерата. Привлекательным в представленных технологиях является также то, что для их реализации в промышленности не требуются большие инвестиции.

В дальнейшем планируется опробовать предложенные технологии в производственных условиях в полном объеме, и разработать техническую документацию для их внедрения в производство.

Библиографический список

1. Петрушов С.Н. Перспективы разработки техногенных месторождений на примере переработки шлаков сталеплавильного производства Алчевского меткомбината / [Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Русанов Р.И. и др.]. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2002. – № 4. – С. 123-125.

2. Петрушов С.Н. Особенности спекания агломерата из шихты, содержащей металлическое железо / С.Н. Петрушов, И.Ф. Русанов, Р.И. Русанов, Д.В. Лупанов // *Сборник научных трудов ДонГТУ*, вып. 19. - 2005. – С. 142-149.

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

*к.т.н. Кучма С.М.,
Стародубов С.Ю.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ТЕРМОМЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА СПЕЦІАЛЬНІ ТЕРМОПРУЖНІ ВЛАСТИВОСТІ ЕЛІНВАРА

Проведено исследование возможности применения термомеханической обработки по схеме: закалка – холодная деформация – отпуск для разработанного на основе сплава 44НХМТ дисперсионно-твердеющего элинвара. Установлен оптимальный режим термомеханической обработки, обеспечивающий высокую добротность сплава.

Ключевые слова: дисперсионно-твердеющий элинвар, термомеханическая обработка, добротность, температурный коэффициент частоты, отпуск.

Проведено дослідження можливості застосування термомеханічної обробки за схемою: загартування – холодне деформування – відпускання для розробленого на основі сплаву 44НХМТ дисперсійно-твердіючого елінвара. Встановлено оптимальний режим термомеханічної обробки, який забезпечує високу добротність сплаву.

Ключові слова: дисперсійно-твердіючий елінвар, термомеханічна обробка, добротність, температурний коефіцієнт частоти, відпускання.

Вступ

Інноваційний розвиток таких галузей машинобудування, як радіоелектронна та електротехнічна промисловість можливий за умови їх забезпечення новими матеріалами та заготовками з них. Зокрема, все більш широке застосування в зазначених галузях промисловості знаходять сплави зі спеціальними фізичними властивостями – елінвари. Такі сплави застосовують для виготовлення волоскових спіралей; пружин спеціальних годинникових механізмів; плоских, спіральних та гелікоїдальних пружин; резонаторів електромеханічних фільтрів (рис. 1, а); барокоробок; сільфонів (рис. 1, б); звукопроводів; трубок Бурдона (рис. 1, в); датчиків тиску та інших пружних чуттєвих елементів.

На даний час основним конструкційним матеріалом для виготовлення зазначених виробів є дисперсійно-твердіючий елінвар 44НХМТ. Проте в стані постачання прутки та дріт, що серійно виготовляються ме-

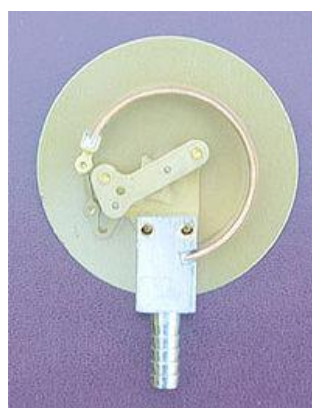
талургійною промисловістю, не мають необхідного поєднання спеціальних термопружних властивостей, необхідних для виготовлення пружно-чутливих елементів. Проведені експериментальні та теоретичні дослідження [1] дозволили розробити технологію спеціальної комбінованої термомеханічної обробки сплаву 44НХМТ, яка забезпечує високий рівень спеціальних термопружних властивостей. Проте цей процес досить складний та трудомісткий, до того ж вимагає застосування спеціального обладнання (термоволоочильної установки [2]).



а



б



в

Рисунок 1 – Вироби з елінварів

В промисловій практиці отримані дані, які дають змогу вважати, що в елінварах навіть незначні коливання хімічного складу від однієї плавки до іншої, а також в межах однієї плавки внаслідок ліквідаційних явищ, здійснюють суттєвий вплив на величину та стабільність таких спеціальних термопружних властивостей, як температурний коефіцієнт модуля пружності (ТКМУ) та температурний коефіцієнт частоти (ТКЧ) [3]. У зв'язку з цим на основі сплаву 44НХМТ був розроблений дисперсійно-твердіючий сплав з наступним вмістом основних легуючих елементів: нікель $Ni = 45,6...46,6\%$; хром $Cr = 2,7...3,3\%$; титан $Ti = 2,7...3,1\%$; алюміній $Al = 0,6...1,1\%$; вольфрам $W = 2,0...3,0\%$.

Після виготовлення даному сплаву притаманні наступні спеціальні термопружні властивості: $ТКЧ \pm 6,0 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ при добротності (Q) не вище за 15 000 одиниць в інтервалі температур $-60^\circ \dots + 85^\circ\text{C}$.

Постановка задачі

Як правило, для поліпшення спеціальних термопружних властивостей дисперсійно-твердіючі елінвари піддають загартуванню, холодному деформуванню та відпусканню.

Задачею даної роботи є дослідження впливу традиційної термомеханічної обробки на термопружні властивості сплаву, а саме добротність та ТКЧ, та визначення оптимальних режимів обробки, які забезпечують високий рівень зазначених властивостей в широкому експлуатаційному інтервалі температур: $-60^{\circ} \dots +85^{\circ} \text{C}$.

Методика досліджень

Зразки сплаву (у вихідному стані діаметром $\varnothing 4,5$ мм) піддавали пом'якшуючій термообробці: нагріванню до температур $1\ 000^{\circ}$; $1\ 050^{\circ}$; $1\ 100^{\circ} \text{C}$ з наступним охолодженням у воді.

Після загартування зразки піддавали холодному деформуванню на стані 300 зі ступенем обтискання $\varepsilon = 60\%$ [1].

Відпускання проводили в вакуумній печі ОКБ-704 в інтервалі температур від 500° до 750°C . Було з'ясовано, що максимальне зміцнення сплаву досягається за короткий проміжок часу і збільшення витримки при відпусканні практично не здійснює вплив на його властивості. Досліджуваний інтервал часу відпускання деформованого сплаву визначено методом послідовних наближень і звужено до однієї години.

Для визначення термопружних властивостей розробленого сплаву застосовували метод підрахування числа вільних коливань (метод вимірювання декременту затухання) [4].

ТКЧ визначали за температурним відходом резонансної частоти в інтервалі температур $+5^{\circ} \dots +55^{\circ} \text{C}$, $+25^{\circ} \dots -60^{\circ} \text{C}$ та $+25^{\circ} \dots +85^{\circ} \text{C}$ по формулі:

$$TKЧ = \frac{df}{dt} = \frac{f_2 - f_1}{f_1(t_2 - t_1)},$$

де f_1 – резонансна частота при кімнатній температурі, Гц;

f_2 – резонансна частота при температурі нагрівання (охолодження), Гц;

t_1 – кімнатна температура, $^{\circ} \text{C}$;

t_2 – температура нагрівання (охолодження), $^{\circ} \text{C}$.

Для визначення спеціальних термопружних властивостей при підвищених температурах застосовували спеціально сконструйовану вакуумну камеру, в якій розташовували предметний столик з досліджуваним зразком. В камері підтримували вакуум з остаточною тиском не вище за

7×10^{-3} Па для попередження окислення сплаву при підвищених температурах. Температуру в камері вимірювали за допомогою двох вбудованих термопар типу ТПП 0555, встановлених на границях розрахункової довжини зразка, і забезпечували точність підтримання температур $\pm 1^\circ \text{C}$.

Результати експерименту

За даними експерименту отримано залежності добротності та ТКЧ від температури відпускання та температури пом'якшуючої обробки, наведені на рисунках 2 та 3 відповідно.

Залежність добротності від температури старіння носить нелінійний характер. При цьому температура пом'якшуючої термообробки перед пластичним деформуванням дроту значно впливає на добротність розробленого сплаву. Слід відзначити, що при температурах відпускання до 600°C добротність сплаву менша, ніж до термомеханічної обробки. Різка зростання добротності сплаву спостерігається з температури відпускання 600°C і вже при температурі відпускання 650°C добротність досягає свого максимального значення 23 000 одиниць. Подальше підвищення температури відпускання призводить до деякого зниження добротності сплаву, причому зазначене зниження тим більше, чим більша температура загартування.

Щодо ТКЧ досліджуваного сплаву, то він знаходиться в області додатних значень і з підвищенням температури старіння монотонно зростає до температури відпускання 700°C , після чого спостерігається деяке його зменшення. На відміну від добротності, температура загартування майже не впливає на величину ТКЧ. Слід підкреслити, що в усьому дослідженому інтервалі температур старіння значення ТКЧ виходять за межі заданого рівня ($\pm 3 \times 10^{-6} \text{C}^{-1}$), причому зразки з максимальною добротністю мають ТКЧ близько $+12 \times 10^{-6} \text{C}^{-1}$.

Таким чином, в ході проведених досліджень встановлено, що розроблений елінвар, який містить нікель $Ni = 45,6...46,6\%$; хром $Cr = 2,7...3,3\%$; титан $Ti = 2,7...3,1\%$; алюміній $Al = 0,6...1,1\%$; вольфрам $W = 2,0...3,0\%$ після традиційної термомеханічної обробки має більш високу добротність, ніж сплав-прототип 44НХМТ. Добротність підвищується з 8 000 до 23 000 одиниць.

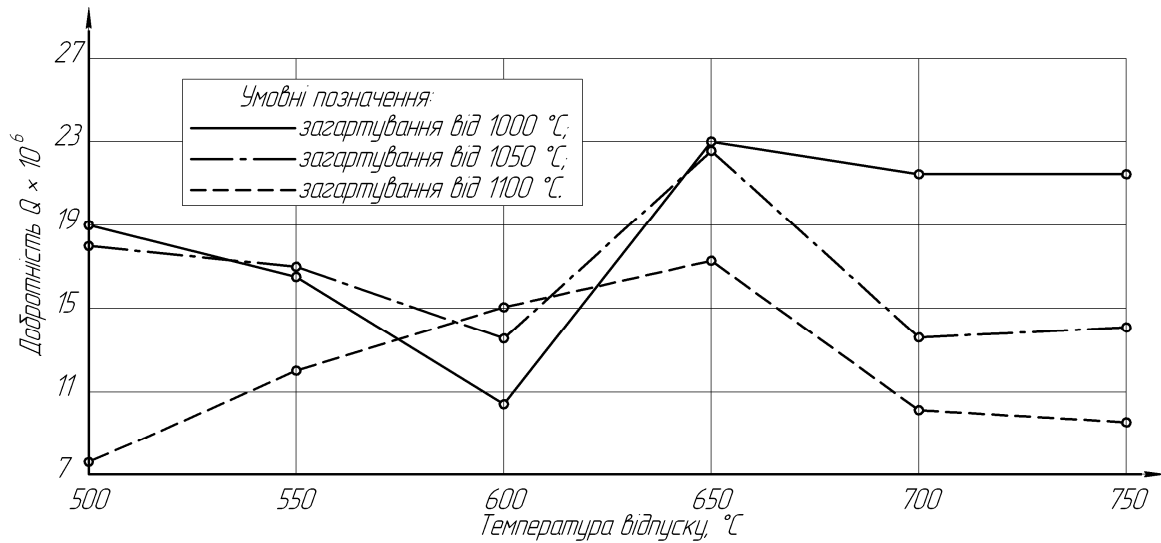


Рисунок 2 – Залежність добротності сплаву, загартованого з різних температур, від температури відпускання

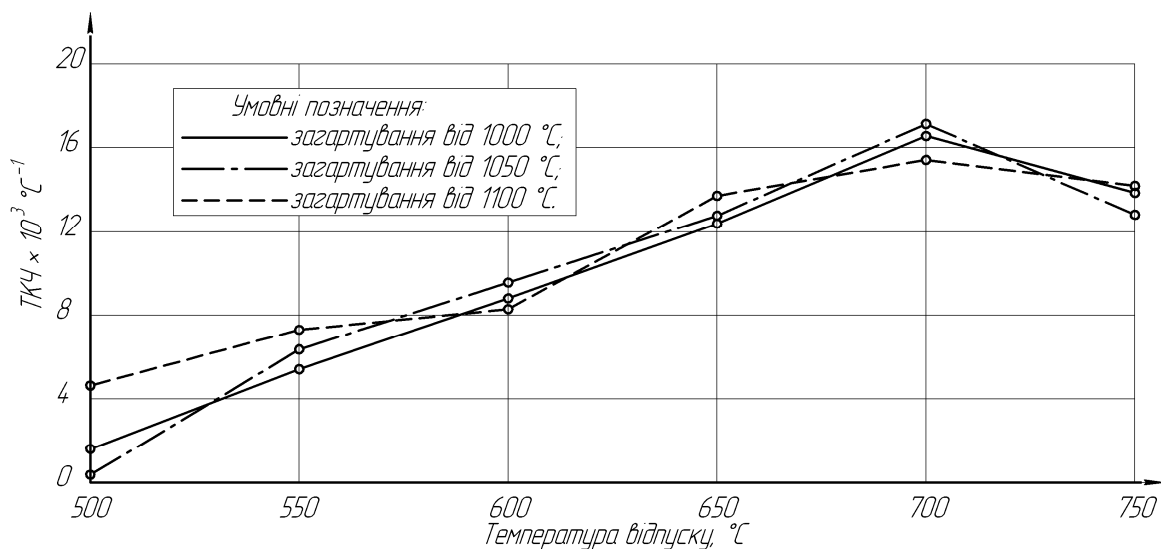


Рисунок 3 – Залежність ТКЧ сплаву, загартованого з різних температур, від температури відпускання

Висновки

1. Визначено режим термомеханічної обробки розробленого елінвару ($Ni = 45,6...46,6\%$; $Cr = 2,7...3,3\%$; $Ti = 2,7...3,1\%$; $Al = 0,6...1,1\%$; $W = 2,0...3,0\%$), який забезпечує високу добротність: загартування від $1000^{\circ}C$ + холодне деформування ($\varepsilon \approx 60\%$) + відпускання при $650^{\circ}C$ на протязі 1 години.

2. Підтверджено перспективність використання розробленого елінвару в якості конструкційного матеріалу для пружно-чуттєвих елементів.

3. Для розвитку технології розробленого дисперсійно-твердіючого елінвару необхідно провести подальший пошук видів та режимів спеціальної термомеханічної обробки з метою забезпечення поєднання високих значень добротності з ТКЧ, близьким до нуля.

Бібліографічний список

1. Кучма С.Н. Улучшение комплекса свойств элинварного сплава 44НХМТ методом комбинированной деформационно-термической обработки: дис. канд. тех. наук: 05.02.01: захищена 18.05.2010; утв. 10.10.2010 / Кучма Светлана Николаевна. – Харьков: ХНАДУ, 2010.

2. Пат. 56892 Україна, МПК (2011.01) G21 D1/78 Установка для термомеханической обработки / С.М. Кучма, С.Ю. Стародубов; заявник і патентовласник Донбас. державн. техн. ун-т. – № u201009891; заявл. 09.08.2010; опубл. 25.01.2011, Бюл. № 2. – 2 с., ил.

3. Рахштадт А.Г. Пружинные стали и сплавы: [3-е изд., перераб. и доп] / А.Г. Рахштадт. – М.: Металлургия, 1982. – 400 с.

4. Измерения в электронике / В.А. Кузнецов [и др.]; под ред. В.А. Кузнецова. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 512 с., ил.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Новохатським О.М.

*Кузнецов Д.Ю.,
к.т.н. Куберский С.В.,
к.т.н. Семирягин С.В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, MChM-DonGTU@yandex.ru),
Тарасов В.Н.
(ПАО «Алчевский металлургический комбинат»,
г. Алчевск, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ КРЕМНИЯ В СИСТЕМЕ ШЛАК-МЕТАЛЛ ПРИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ АВТОЛИСТОВОЙ СТАЛИ НА УКП

Приведені результати лабораторних досліджень фізико-хімічних властивостей рафінувального шлаку УКП і їх впливу на поведінку кремнію в системі шлак-метал при позапічній обробці безкремністої автолистової сталі.

***Ключові слова:** автолистовая сталь, кремній, відновлення, шлак, кут змочування.*

Приведены результаты лабораторных исследований физико-химических свойств рафинировочного шлака УКП и их влияния на поведение кремния в системе шлак-металл при внепечной обработке бескремнистой автолистовой стали.

***Ключевые слова:** автолистовая сталь, кремний, восстановление, шлак, угол смачивания.*

В современных условиях развития металлургического комплекса Украины важную роль приобретает создание технологий, обеспечивающих высокую добавленную стоимость и качество конечной продукции. Кроме того, конкурентоспособность отечественных предприятий в значительной степени определяется возможностью производства металла, пользующегося повышенным спросом на внутреннем и мировом рынках. Одним из таких видов продукции являются стали для производства автомобильного листа, подвергающиеся глубокой вытяжке и штамповке, которые за последние годы освоены на ряде предприятий и, в частности, на ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (ПАО «АМК»).

Одной из наиболее серьезных проблем, имеющих место при производстве сталей автолистовой группы в условиях ККЦ ПАО

«АМК», является получение заданного содержания кремния в непрерывнолитых слябах [1]. Анализ технологических параметров производства таких сталей показал, что содержание кремния в непрерывнолитой заготовке зачастую превышает допустимые пределы (0,02-0,03 %), причем основной прирост содержания кремния в металле происходит при его внепечной обработке на установке ковш-печь (УКП) в результате протекания процессов алюмино- и карботермии из кремнезема рафинировочного шлака [2].

Поскольку источником кремния, переходящего в сталь, является ковшевой шлак, задачей данного исследования было изучение влияния физико-химических свойств этого шлака на процессы восстановления и окисления кремния.

Согласно теории шлаковых расплавов при составе шлака, приведенном в таблице 1, термодинамически предпочтительнее образование двойных и тройных соединений в системе $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ [3]. С учетом фазового состава системы, показанного на диаграмме (рисунок 1), было установлено, что весь кремнезем в шлаке будет связан в двойные соединения с CaO .

Таблица 1 – Состав конечного шлака УКП

Компонент	CaO	Al ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	FeO	MnO
Содержание, %	56,2	24,0	12,1	5,6	1,3	0,8

В свою очередь, анализ системы CaO-SiO_2 (рисунок 2) показал, что при стандартных температурах внепечной обработки стали (1550-1650 °С) в данной системе будет существовать химическое соединение алит $3\text{CaO}\cdot\text{SiO}_2$. Образование алита приводит к значительному снижению активности SiO_2 в шлаке и препятствует протеканию процессов восстановления кремния из шлака.

В то же время, при температуре около 2070 °С, достигаемой в области горения электрической дуги УКП, происходит инконгруэнтное плавление алита [4]. При этом высвобождающийся SiO_2 , являясь поверхностно-активным компонентом шлака [6], концентрируется на поверхности раздела шлак-металл, где создаются условия для протекания процессов восстановления кремния из шлака и его перехода в сталь [2].

Для проверки этой теории были проведены лабораторные исследования, в ходе которых изучалось поведение кремния в системе металл-шлак при отсутствии электродугового нагрева. 10 образцов металла и шлака, отобранных в конце внепечной обработки автолистовой стали марки SAE 1006 на УКП, были помещены в алундовые тигли.

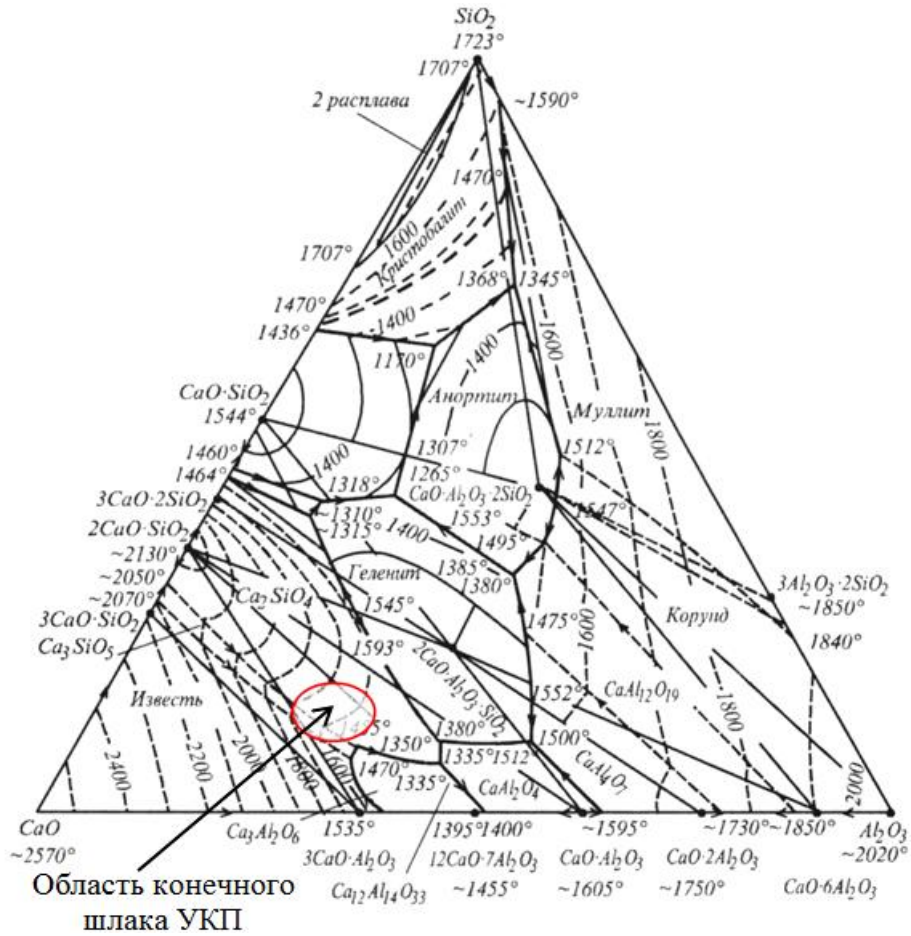


Рисунок 1 – Диаграмма состояния системы CaO-SiO₂-Al₂O₃ [4]

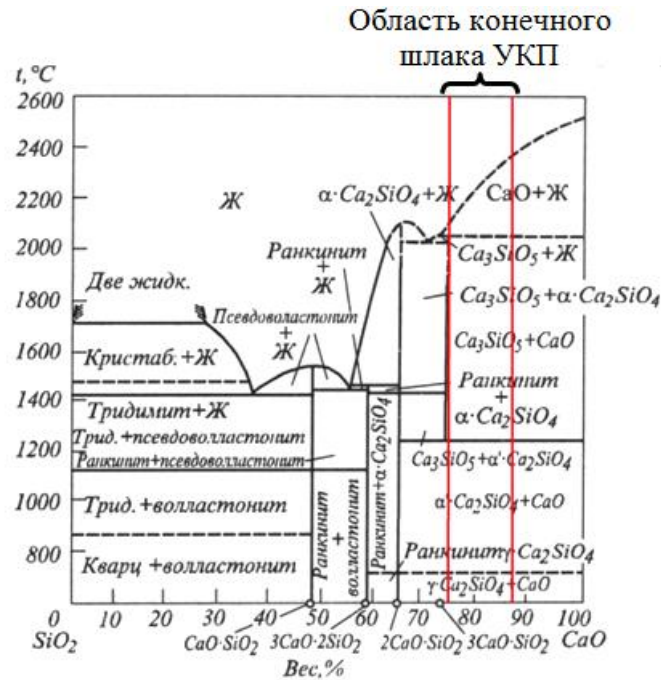


Рисунок 2 – Диаграмма состояния системы CaO-SiO₂ [5]

Во всех опытах масса металла составила 160 г, а масса шлака 4 г, что соответствует соотношению масс металла и шлака в сталеразливочном ковше в реальных условиях. Тигли с образцами помещали в жаровую трубу криптоловой печи (рисунок 3) и нагревались до температуры 1680 °С, характерной условиям внепечной обработки на У КП.

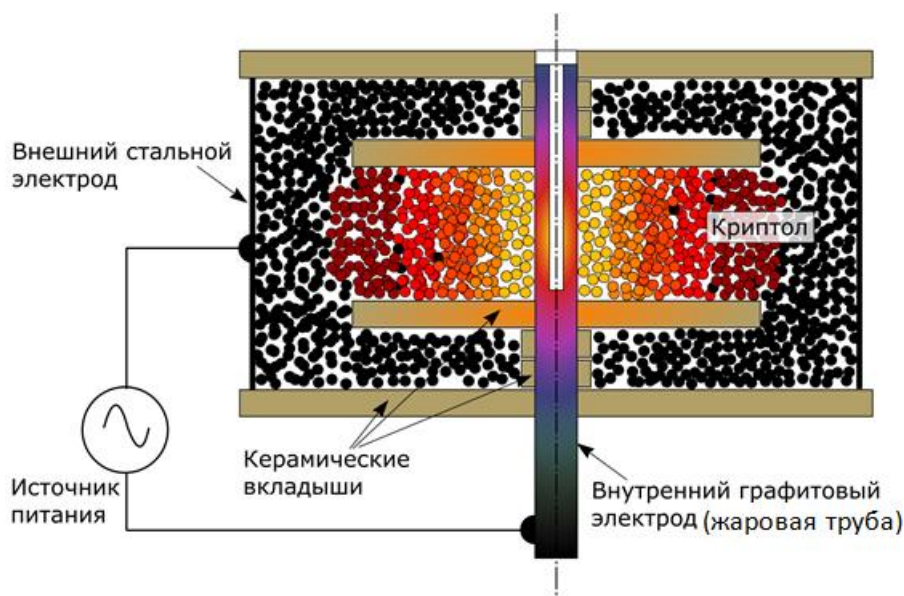


Рисунок 3 – Схема лабораторной криптоловой печи

Для защиты металла и шлака от взаимодействия с окислительной средой окружающего воздуха тигли вводились в печь с помощью специальной оснастки, которая предусматривает подвод защитного газа (аргона) в полую огнеупорную подставку через патрубок, выполненный в подъемно-поворотном стенде печи и затем в жаровую трубу через сквозное отверстие в подставке (рисунок 4).

В каждом из десяти опытов расплав металла и шлака выдерживали в печи 20 мин., в течение которых проводили механическое перемешивание расплава несмачиваемой алундовой палочкой для обеспечения усреднения расплава.

После окончания опытов образцы металла и шлака охлаждали на воздухе, после чего проводили их химический анализ. Средний химический состав проб металла и шлака до и после проведения опытов приведен в таблицах 2 и 3.



Рисунок 4 – Оснастка для ввода тигля в печь

Таблица 2 – Средний исходный и конечный химический состав проб металла

Компонент	C	Mn	Si	S	P	Al
Исходный, %	0,036	0,210	0,0090	0,011	0,007	0,024
Конечный, %	0,036	0,214	0,0105	0,010	0,007	0,015

Таблица 3 – Средний исходный и конечный химический состав проб шлака

Компонент	FeO	SiO ₂	CaO	MgO	MnO	Al ₂ O ₃	S	P ₂ O ₅
Исходный, %	0,93	8,12	56,15	5,90	0,31	28,07	0,49	0,03
Конечный, %	0,71	8,04	55,97	5,88	0,23	28,64	0,50	0,03

На основании приведенных данных был отмечен незначительный прирост содержания кремния в стали, причем, как видно из таблицы 2, он обусловлен только процессом алюминотермии кремния из (SiO₂) шлака, так как содержание углерода в металле осталось неизменным, а содержание алюминия – уменьшилось. Расчет материального баланса опытов показал, что алюминий, растворенный в металле,

израсходовался на восстановление оксидов железа, марганца и кремния, о чем свидетельствует как уменьшение их количества в покровном шлаке, так и увеличение количества (Al_2O_3) (таблица 3).

По результатам опытов с нагревом металла и шлака в криптоловой печи (при отсутствии электродугового нагрева) среднее значение прироста содержания кремния в стали составило 0,0015 % или 17 % по массе, в то время как на опытно-промышленных плавках с нагревом электрической дугой на УКП это значение составляет 0,0131 % или 168 % по массе [2].

Кроме того, было установлено, что при стандартных температурах внепечной обработки отсутствие восстановления кремния обусловлено также низкой реакционной способностью шлака, связанной с высоким значением краевого угла смачивания конечного шлака УКП. Угол смачивания шлака определяли методом лежащей капли по стандартной методике [7]. Образцы первичного и конечного шлака помещали на несмачиваемую подложку и нагревали в криптоловой печи до температуры 1680 °С. Капли шлака в расплавленном состоянии фотографировали и по полученным снимкам измеряли угол смачивания (рисунок 5).

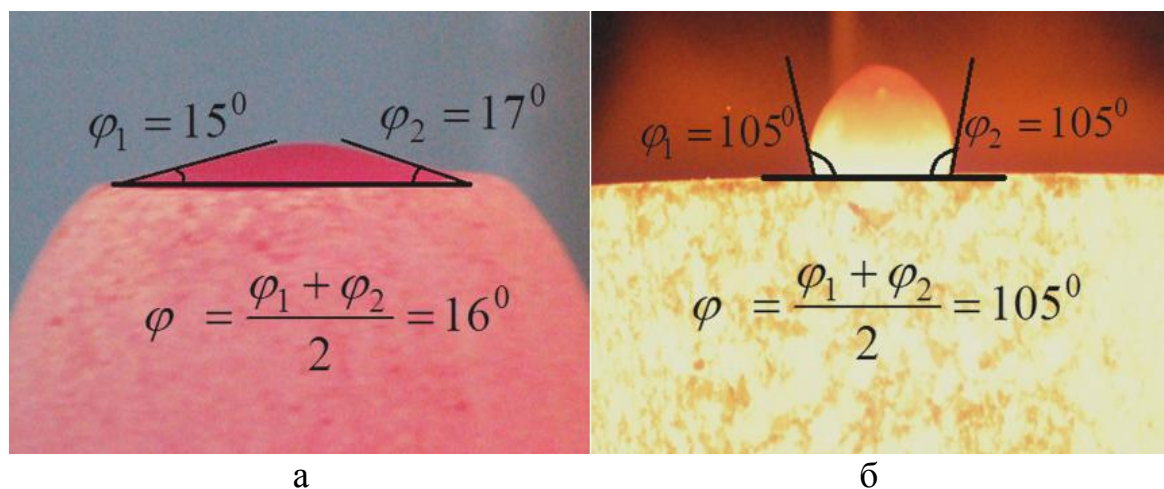


Рисунок 5 – Определение краевого угла смачивания первичного (а) и конечного (б) шлаков УКП

На фотографиях образцов видно, что угол смачивания первичного шлака 16°, а конечного – 105°. Для проверки полученных результатов были определены расчетные величины краевого угла смачивания шлаков по формуле, предложенной в работе [8]

$$\cos \varphi = 1 - \left(\frac{8 \cdot g \cdot m^2}{\rho \cdot \sigma \cdot \pi \cdot d^4} \right), \quad (1)$$

где g – ускорение свободного падения, $9,81 \text{ м/с}^2$;
 m – масса образца, кг;
 ρ – плотность образца, кг/м^3 ;
 σ – поверхностное натяжение на границе жидкость-воздух, н/м;
 d – диаметр растекаемости образца, м.

Поверхностное натяжение определяли по выражению [9]

$$\sigma = 2004,0 \cdot \gamma - 62,4 \cdot \Delta e - 1206,9; \quad (2)$$

где γ и Δe – модельные параметры, зависящие от химического состава шлака.

Результаты опытов и расчетов приведены в таблице 4.

Таблица 4 – Физико-химические свойства первичного и конечного шлаков УКП

Параметр	Первичный шлак		Конечный шлак	
	опытная величина	расчетная величина	опытная величина	расчетная величина
Плотность образца, кг/м^3	3516	-	3562	-
Масса образца, кг	0,002	-	0,002	-
Диаметр растекаемости, м	0,033	-	0,014	-
Угол смачивания, град.	16	15,8	105	101,2
Поверхностное натяжение, Н/м	0,619	0,634	0,580	0,612

Из таблицы видно, что экспериментальные данные достаточно хорошо согласуются с расчетными величинами, поэтому полученные в ходе опытов результаты являются достоверными.

Таким образом, в результате проведения лабораторных исследований было доказано, что процесс восстановления кремния из рафинировочного шлака происходит только в высокотемпературной области электрической дуги УКП после разложения алита при температурах свыше $2070 \text{ }^\circ\text{C}$. Также по результатам измерения краевого угла смачивания показано, что при отсутствии дугового нагрева конечный шлак УКП имеет низкую реакционную способность и массообменные процессы между шлаком и металлом (в том числе восстановление кремния) не получают значительного развития.

В ходе дальнейших исследований планируется определить влияние изменения содержания компонентов рафинировочного шлака УКП на его физико-химические свойства с целью усовершенствования шлакового режима внепечной обработки автолистовых сталей.

Библиографический список

1. Писмарев К.Е. Особенности технологии производства стали для непрерывной разливки в условиях ОАО «Алчевский металлургический комбинат» / К.Е. Писмарев, В.В. Акулов, С.А. Сбитнев, А.А. Бросев, А.В. Лукьянов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2006. – № 8. – С. 30–33.
2. Кузнецов Д.Ю. Исследование поведения кремния при производстве малоуглеродистой стали / Д.Ю. Кузнецов, С.В. Куберский, Д.Б. Васильев, Д.В. Переяслов, А.С. Сергухин, А.В. Пащенко // *Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета*. – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – № 23. – С. 269–274.
3. Бережной А.С. Многокомплексные системы окислов. – К.: Наукова думка, 1970. – 544 с.
4. Зубов В.Л. ЭлектрOMETаллургия ферросилиция / В.Л. Зубов, М.И. Гасик. – Днепропетровск: "Системные технологии", 2002. – 704 с.
5. Glasser F.P. The ternary system CaO-SiO_2 / F.P. Glasser // *Journal Amer. Ceram. Soc.* – 1962. – v. 45, № 5. – P. 242.
6. Харлашин П.С. Теоретические основы сталеплавильных процессов: учебник / П.С. Харлашин. – К.: ИЗМН., 1998. – 309 с.
7. Пайка. Метод определения смачивания материалов припоями: ГОСТ 23904-79. – [Действителен от 01.07.1980]. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам. – 1979. – 17 с.
8. Пат. 2025710 РФ, G01N13/02, 4829343/25. Способ определения краевого угла смачивания полимерных композиций / Гурьев В.В., Никитин В.И., Голубова Г.А.; заявитель и патентообладатель Центральный научно-исследовательский и проектно-экспериментальный институт комплексных проблем строительных конструкций и сооружений им. В.А. Кучеренко. – заявл. 02.04.1990; опубл. 30.12.1994. – 3 с.
9. Приходько Э.В. Прогнозирование физико-химических свойств шлаков производства марганцевых ферросплавов / Э.В. Приходько, Д.Н. Тогобицкая, А.Ф. Петров, А.Ф. Хамхотько, С.В. Греков // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2010. – № 3. – С. 33–37.

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

*Кіщенко О.М.,
к.т.н. Сайдгарєєв Л.Н.,
Скідін І.Е.
(КНУ, Кривий Ріг, Україна, kisaljona@meta.ua)*

ОБҐРУНТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ВИРОБНИЦТВА ЛИТИХ КУЛЬ, ЩО МЕЛЮТЬ

На основі комп'ютерного моделювання проаналізовано технологію литва куль, що мелють, діаметром 60 мм та визначено оптимальну конструкцію кокілю й необхідність застосування душирування, що дозволяє збільшити продуктивність виробництва зносостійких куль.

***Ключові слова:** кулі, що мелють, литво, кокіль, комп'ютерне моделювання, твердість.*

На основании компьютерного моделирования проанализирована технология литья мелющих шаров диаметром 60 мм, определена оптимальная конструкция кокиля и необходимость применения душирования, что позволяет увеличить производительность производства износостойких шаров.

***Ключевые слова:** мелющие шары, литье, кокиль, компьютерное моделирование, твердость.*

Проблема та її зв'язок з науковими і практичними завданнями. Здрібнювання матеріалів у кульових млинах є важливою операцією в технології виробництва рудних концентратів, будівельних та інших матеріалів. Зі збільшенням у загальному балансі руд, що видобуваються, міцних тонковкраплених різновидів та необхідністю їх тонкого помелу потреба у виробництві тіл, що мелють, на внутрішньому ринку України зросла до 350 тис. тонн на рік.

Матеріальні витрати на тіла, що мелють, у собівартості переділу складають 12–15 % [1], а витрати самих тіл на вітчизняних збагачувальних фабриках у два рази більші порівняно з передовими зарубіжними гірничо-збагачувальними комбінатами. Зменшити ці витрати можливо завдяки підвищенню зносостійкості та ударостійкості тіл, що мелють, з одночасним зниженням собівартості їх виробництва.

Окрім фізико-механічних параметрів подрібнюваних матеріалів стійкість тіл, що мелють, визначається матеріалом для їх виробництва та

технологією отримання. Саме технологічні особливості виробництва й зумовлюють макро- та мікроструктуру, твердість та об'ємну пористість.

Зусиллями вчених та інженерно-технічних працівників за останні роки досягнуто значних результатів у вирішенні задачі покращення властивостей тіл, що мелють: стійкість чавунних тіл до зношування збільшилось на 20–25 %. При цьому важливу роль в обґрунтуванні технологічних параметрів литва тіл, що мелють, відіграє комп'ютерне моделювання процесів заливки та кристалізації розроблюваних сплавів.

Аналіз досліджень і публікацій. До куль, що мелють, пред'являються дві взаємовиключні вимоги за спеціальними властивостями: висока зносостійкість та ударна в'язкість, яка визначає їх ударостійкість. Збільшення показника твердості, за яким прийнято оцінювати якість куль, досягається при їх литві в кокіль з синтетичного чавуну. Твердість вибіленого синтетичного чавуну, отримувана у верхніх шарах куль, виникає унаслідок зміни вмісту вуглецю та кремнію й помірній швидкості охолодження [2].

При литві у металеву форму підвищення твердості куль та одночасне збільшення готової продукції можливе внаслідок удосконалення конструкції кокілю. Роботи з оптимізації кокілю є трудомісткими, потребуючими значних витрат, тому для їх скорочення доцільно застосовувати спеціалізоване програмне забезпечення.

Як свідчить досвід використання систем комп'ютерного моделювання ливарних процесів, технолог має можливість проаналізувати весь технологічний цикл отримання виливок як у декілька сотень грамів, так і багатотонних виробів [3-5]. Він у реальному часі отримує важливу інформацію про гідродинамічні, теплові та фазові процеси, які відбуваються при заповненні форми металом і подальшому твердінні, на підставі якої обирає метод заливки/живлення та сплав; відстежує зміну температурно-фазових полів процесу кристалізації; місця появи дефектів і процес їх формування; визначає оптимальне розташування виливки у формі, температури заливки, конструкцію та місцеположення ливникових систем тощо. Крім того, застосування систем комп'ютерного моделювання дозволяє на основі новітніх досягнень фундаментальних наук відпрацьовувати методологію моделювання, експериментально підтверджувати та удосконалювати теоретичні положення методів ливарного виробництва; забезпечує підвищення якості розробки нових виробів та способів їх отримання; сприяє зростанню продуктивності праці розробників та скороченню термінів проектування або оптимізації технології.

Невирішена частина загальної проблеми. Застосування кокілів відомих конструкцій при виробництві куль на кулеливарних машинах не дозволяє підвищити їх продуктивність, а заміна переважно використовуваних на підприємствах України машин типу МККК-1 на більш

нові та продуктивні потребує значних капітальних витрат. Тому з метою підвищення продуктивності та зменшення відсотку браку, зумовленого ливарними дефектами, особливостями технології та обладнання, зносом металевих оснащень, необхідно оптимізувати існуючу технологію отримання куль, що мелють.

Постановка задачі. У даній роботі вирішується задача обґрунтування на основі комп'ютерного моделювання технологічних параметрів отримання методом литва у кокіль куль, що мелють, які б забезпечили збільшення виробництва конкурентоздатної продукції.

Виклад матеріалу і результати дослідження. Визначення можливості удосконалення конструкції кокілю, яка б забезпечувала виготовлення удвічі більшої кількості виливок, здійснювалось на підставі результатів моделювання заливки сплаву та його кристалізації.

У САД-системі Компас-3D було розроблено декілька варіантів удосконаленої конструкції кокілю (для машини МККК-1) збільшеної зі 165 до 255 мм глибини, які передано у якості геометричної моделі форми для заливки в системі автоматизованого моделювання ливарних процесів LVMFlow. Діаметр верхнього живильника 30 мм не змінювався, що зумовлено постійним кутом нахилу каруселі.

У досліджах використовувався чавун такого хімічного складу: С – 3,2-3,6 %; Si – 1,0-1,5%; Mn – 0,6-0,9 %; P – до 0,5 %; S – до 0,15 %, що обумовлено необхідністю отримання високої рідкотекучості сплаву, значної твердості на поверхні кулі з цементитною структурою та більш пластичної перлітної структури у центральній зоні. Конструкцією кокілю передбачена одночасна заливка двох куль на одній ливниковій системі у вертикальному напрямі. Розміри живильників визначалися за умов отримання належної рідкотекучості при різних температурах кокілю.

При заливці металу в розігрітій кокіль через живильник куль верхнього ярусу з висотою 20 мм та живильник куль нижнього ярусу з висотою 24 мм й діаметром 14 мм верхні кулі заповнюються швидше нижніх (рис 1а), що призведе до невірному напрямку кристалізації та виникнення розгару стінок кокілю.

Наступна серія дослідів проводилась для конструкції кокілю з діаметром та висотою нижнього живильника 14 та 10 мм відповідно і незмінними геометричними розмірами верхнього. Висоту нижнього живильника знизили з метою швидшого заповнення нижніх куль металом. Моделювання процесу заливки показало (рис. 1б), що заповнення нижніх куль відбувається швидше верхніх, кристалізація йде у вірному напрямку, але, як і в попередньому досліді, спостерігається розгар стінок кокілів.

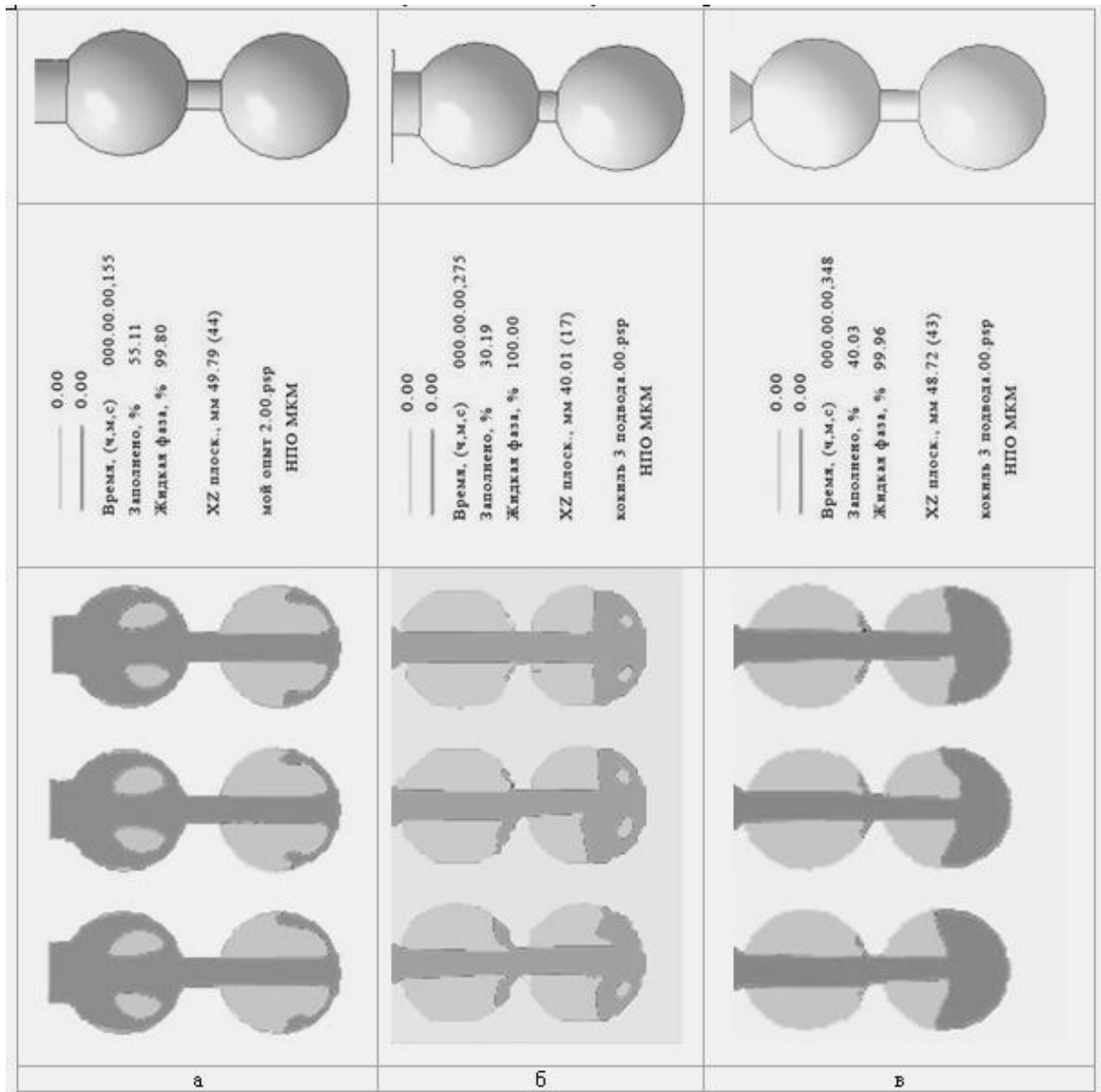


Рисунок 1 – Моделі форм виливок з різними параметрами елементів ливникової системи (зверху) та фрагменти процесу заливки у кокіль першого (а), другого (б) та третього (в) варіанту конструкції (знизу).

При розробці третьої конфігурації ливникової системи заливки (рис. 2) нижній живильник виконали зі збільшеним діаметром 16 мм та довжиною 10 мм, а верхній – у вигляді «лійки» з нижнім діаметром 16 мм. Також було розроблено ребра у нижній частині кокілю для збільшення площі поверхні його взаємодії з повітряно-краплинною охолоджувальною системою. Результати моделювання показали рівномірну кристалізацію куль верхнього та нижнього ярусів (рис. 1в) й відсутність локального перегріву кокілю. Отже, третю конфігурація ливникової системи можна вважати оптимальною, і саме для цієї конструкції кокілю проводились подальші дослідження.

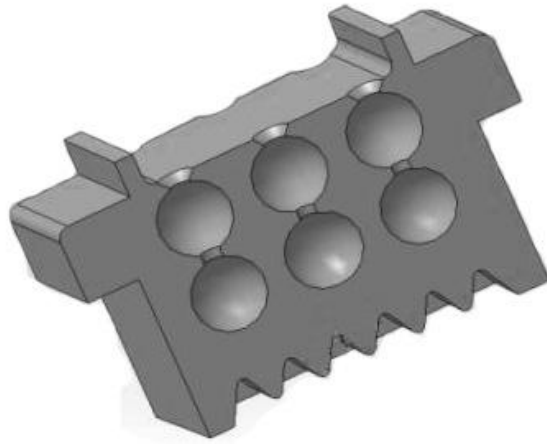


Рисунок 2 – 3D-модель удосконаленого кокілю

У наступній серії експериментів з метою уникнення ливарних дефектів, таких як недоливи та гарячі тріщини, визначався оптимальний температурний інтервал заливки куль з одного ковшу. При температурах 1350-1400 °С у кулях нижнього ярусу по усій довжині від центру до живильника спостерігається усадочна пористість 1,56 % (рис. 3а) з найбільшими значеннями на відстані 3 та 15 мм від центру. У кулях верхнього ярусу, окрім усадочної пористості, спостерігаються значні усадочні раковини на поверхні. При зменшенні температури до 1300-1350 °С пористість зменшується (1,25 %) і зосереджується переважно у верхніх шарах куль (рис. 3б). Заливка при менших температурах недоцільна, оскільки рідкотекучість чавуну значно знижується і призводить до недоливу куль нижнього ярусу. Таким чином, температурний інтервал заливки чавуну зазначеного хімічного складу 1300-1350 °С є оптимальним.

По обґрунтованим за результатами моделювання параметрам технології виготовлено серію куль та зроблено оцінку твердості виливок з верхнього та нижнього ярусів. Визначення твердості виконувалось на різній відстані від поверхні кулі до центральної її частини (табл. 1).

Таблиця 1 – Розподіл твердості в кулі

Відстань від поверхні кулі, мм	№ кулі та її твердість, HRC					
	верхні			нижні		
	1	2	3	1	2	3
2,5	41,0	43,4	42,1	45,6	48,5	47,4
7,5	40,1	42,5	41,3	44,9	46,7	45,2
12,5	39,9	41,2	40,9	43,6	44,3	43,9
17,5	37,6	38,0	40,0	42,1	43,4	42,8
27,5	35,2	36,8	39,6	41,0	41,4	39,8

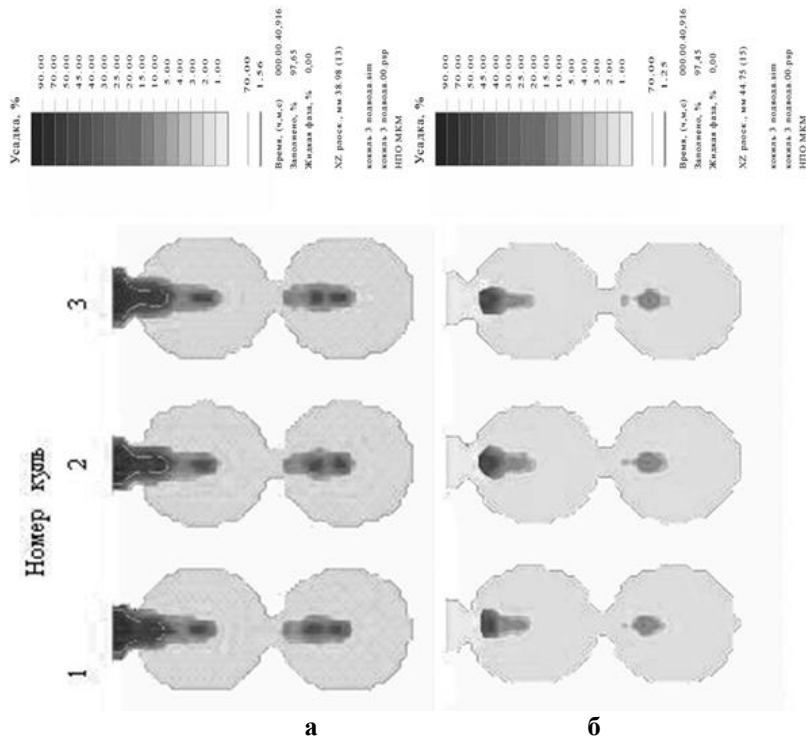


Рисунок 3 – Кристалізація куль в інтервалі температур заливки 1350-1400 °С (а) та 1300-1350 °С (б)

Як видно, верхні кулі мають меншу твердість. Твердість на поверхні куль є максимальною, її коливання для куль верхнього ярусу спостерігається у межах від 41,0 до 43,4 HRC, а нижнього – від 45,6 до 48,5 HRC. У центрі куль верхнього та нижнього ярусу твердість змінюється відповідно у межах 35,2-39,6 та 39,8-41,4 HRC. Отже, твердість усіх куль зростає від центру до поверхні, як і потребують експлуатаційні характеристики.

Висновки та напрями подальших досліджень. Сучасний підхід до розробки технологічного процесу отримання якісних виливків, який ґрунтується на використанні комп'ютерної техніки та спеціалізованих програмних комплексів, забезпечує покращення якості, збільшення виходу придатної продукції та зменшення вартості оптимізованого процесу литва. Обґрунтована за результатами моделювання конструкція кокілю забезпечує збільшення продуктивності у два рази, при збереженні необхідних споживчих властивостей. Подальші дослідження спрямовані на розробку технології виробництва кокілів запропонованої конструкції, які б забезпечили підвищення техніко-економічних показників роботи кулеливарної машини МККК-1.

Бібліографічний список

1. Несвижский О. А. Производство мелющих тел для шаровых мельниц / Несвижский О. А. М. : Машигиз, 1961. – 149 с.

2. Рябов О.Ф. Мелющие шары из легирующего чугуна / О.Ф. Рябов // Горный Журнал. – 1987. – №1. – С. 17–18.

3. Кривенков И. В. Применение системы LVMFlow в магнитогорском ЗАО «Механоремонтный комплекс» / И. В. Кривенков, Е. Н. Осипов, В. В. Турищев // CADmaster. – 2007. – №39/4. – С. 46–48; – Режим доступа к журн. : http://www.cadmaster.ru/magazin/articles/cm_39_lvmflow.html

4. Моделирование процесса затвердевания крупногабаритных отливок, получаемых методом ЛВМ [А. С. Грибанов, Г. М. Кувшинова, В. С. Кучеренко, и др.]. // CADmaster. – 2006. – №4. – С. 48–50; – Режим доступа к журн. : http://www.cadmaster.ru/magazin/articles/cm_34_lvmflow.html

5. Девятов С.В. ProCAST – виртуальное моделирование литейных технологий. Для тех, кто привык быть впереди / С. В. Девятов // CADmaster. – 2006. – №5. – С. 36–43; – Режим доступа к журн. : http://www.cadmaster.ru/magazin/articles/cm_35_procast.html

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.

*к.т.н. Козачишен В. А.,
Козачишена Е. С.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ПОКРЫТИЙ, УЛУЧШАЮЩИХ МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ДЕТАЛЕЙ

Наведені результати теоретичних досліджень, розглянуті різноманітні технології нанесення покриттів. Проаналізовано недоліки і переваги розглянутих способів отримання захисного шару певних властивостей.

Ключові слова: *зношення деталей, захисний шар, зміцнення, ресурс, надійність, корозійна стійкість, зменшення тертя.*

Приведены результаты теоретических исследований, рассмотрены различные технологии нанесения покрытий. Проанализированы недостатки и преимущества рассмотренных способов получения защитного слоя с определенными свойствами.

Ключевые слова: *износ деталей, защитный слой, упрочнение, ресурс, надежность, коррозионная стойкость, уменьшение трения.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Современное металлургическое предприятие – это комплекс основных и вспомогательных производств, на которых эксплуатируется самое разнообразное оборудование. Внезапный выход из строя одного из агрегатов может стать причиной нарушения всего производственного цикла, а также длительного простоя. Залог успешного функционирования металлургического предприятия заключается, прежде всего, в надежной и безотказной работе оборудования. Работоспособность машин в значительной степени зависит от износостойкости деталей. Установлено, что в 70 % случаев причиной выхода из строя машин является износ деталей, поэтому упрочнение их рабочих поверхностей играет особую роль в обеспечении требуемого ресурса.

Одно из наиболее перспективных направлений повышения надежности и долговечности изнашивающихся деталей – упрочнение и/или модифицирование рабочих поверхностей за счет создания по-

верхностных слоев с более высокими механическими и триботехническими показателями.

Анализ исследований и публикаций.

Анализ научных источников показал, что упрочнение поверхности может осуществляться термической обработкой или с помощью покрытий, полученных различными способами. Одним из перспективных направлений на пути создания высоконадежных, долговечных и конкурентоспособных по параметрам износа деталей является применение современных технологий нанесения функциональных покрытий [1, 2].

Постановка задачи.

В мировой практике наиболее известны и применяются три метода нанесения покрытий – наплавка, напыление и осаждение. Выбор оптимального метода упрочнения осложняется большим количеством подвидов технологий, многовариантностью режимов, а также многообразием применяемых присадочных и других вспомогательных материалов. Многолетний опыт лабораторных исследований и практики эксплуатации показывает, что выбрать универсальный способ нанесения покрытий довольно сложно, так как использование любого из них дает максимальный эффект только в определенном конкретном случае, часто в весьма узком диапазоне эксплуатационных характеристик. Характеристики и требования к свойствам покрытий деталей металлургических машин определяются их функциональными особенностями.

Изложение материала и его результаты.

Наплавка – это нанесение покрытий слоями толщиной в несколько миллиметров из расплавленного присадочного материала на оплавленную металлическую поверхность изделия. В зависимости от вида источника нагрева наплавка может быть термическая, термомеханическая и механическая [3].

Методы наплавки применяются для изготовления деталей с износо- и коррозионностойкими свойствами поверхности.

Кроме того, наплавка применяется для восстановления номинальных размеров изношенных и бракованных деталей, подверженных интенсивному абразивному износу или работающих в условиях высоких динамических, знакопеременных нагрузок.

Преимущества технологий наплавки:

- отсутствие ограничений по размерам наплавляемых зон;
- возможность нанесения покрытий различной толщины;
- возможность получения требуемых размеров восстанавливаемых деталей путем нанесения материала того же состава, что и основной металл;

- использование не только для восстановления размеров изношенных деталей, но и для ремонта изделий за счет ликвидации локальных трещин, пор и других дефектов;
- возможность (при плазменной наплавке) ведения процесса на постоянном токе обратной полярности, повышающим качество и стабильность свойств биметаллических соединений за счет эффекта катодной очистки, который проявляется в удалении окисных и адсорбированных пленок, улучшении смачивания жидким металлом обрабатываемой поверхности; более низкого тепловложения по сравнению с наплавкой на токе прямой полярности и, как следствие, отсутствие или минимальное расплавление подложки;
- возможность многократного проведения процесса, т.е. высокая ремонтпригодность наплавляемых деталей;
- высокая производительность и возможность автоматизации процесса;
- относительная простота и мобильность оборудования.

В то же время технологии имеют ряд недостатков:

- изменения свойств наплавленного покрытия в результате диффузии в него элементов основного металла;
- изменение химического состава основного и наплавленного металла вследствие окисления легирующих элементов и основы металла, сегрегации по плотностям материалов жидкой фазы;
- возможность структурных превращений в основном металле, в частности, образование крупнозернистой структуры, новых хрупких фаз;
- возникновение деформаций в наплавленных изделиях за счет значительного термического воздействия;
- снижение характеристик сопротивления усталости наплавленных изделий;
- возможность возникновения трещин в наплавленном металле и зоне термического влияния, довольно ограниченный выбор сочетаний основного и наплавленного металлов;
- обязательный в отдельных случаях предварительный нагрев и медленное остывание наплавляемого изделия, т.е. увеличение длительности процесса;
- наличие больших припусков на механическую обработку, что приводит к существенным потерям металла наплавки;
- трудоемкость механической обработки наплавленного слоя большой толщины;
- требования преимущественного горизонтального расположения наплавляемой поверхности;

- трудность наплавки при ремонте мелких изделий сложной формы.

Технологии напыления применяются для нанесения защитных покрытий заданных свойств с минимальной толщиной 5 мкм. Процесс напыления заключается в нагреве распыляемого материала высокотемпературным источником с образованием двухфазного газопорошкового потока и формированием покрытия толщиной менее 1 мм на поверхности изделия.

В зависимости от вида используемого источника энергии процессы напыления подразделяются на газопламенные (используется тепло при сгорании горючих газов в смеси с кислородом или сжатым воздухом); электродуговые (распыление расплавленного электрической дугой металла сжатым воздухом); детонационные (используется энергия детонации газовых смесей при взрыве); плазменные (плавление наносимого порошкового материала осуществляется в плазменной струе); высокоскоростные (подача порошка в камеру сгорания с последующим прохождением его в смеси газов через расширяющееся сопло) [2].

Преимущества технологий напыления:

- универсальность процессов, позволяющая наносить покрытия разного функционального назначения;
- малое термическое воздействие на напыляемую основу (температура нагрева не превышает 100 – 150°C), позволяющее исключить структурные превращения, избежать деформаций и коробления изделий;
- возможность нанесения покрытий на изделия, изготовленные практически из любого материала;
- отсутствие ограничений по размерам напыляемых изделий;
- возможность нанесения покрытий на локальные поверхности;
- возможность нанесения многослойных покрытий разнородными материалами;
- гибкость регулирования параметров и режимов, т.е. высокая технологичность процесса;
- возможность получения регламентируемой однородной пористости покрытия для использования в условиях работы со смазкой поверхностей скольжения;
- нанесение равномерного покрытия с минимальными припусками для последующей механической обработки;
- в отдельных случаях возможность эксплуатации напыленных деталей без последующей механической обработки;
- возможность использования напыления для формообразования деталей (напыление производят на поверхности формы оправ-

ки, которую после окончания процесса удаляют; остается оболочка из напыленного материала);

- высокая производительность процесса напыления;
- возможность автоматизации процесса.

Недостатки процессов напыления:

- низкая стойкость напыленных покрытий к нагрузкам ударного характера;
- анизотропия свойств напыленных покрытий;
- низкий коэффициент использования напыленного материала при нанесении покрытий на мелкие детали;
- обязательная предварительная активационная обработка (например, абразивно-струйная), что увеличивает длительность и трудоемкость процесса;
- образование аэрозолей напыляемого материала и побочных газов, удаление которых из рабочей зоны требует мощной вытяжной вентиляции;
- повышенный уровень шума и ультрафиолетового излучения (при электродуговом напылении).

При изготовлении деталей машин и механизмов, предусматривающих финишное нанесение тонкопленочных покрытий, применяют методы осаждения. Это методы нанесения защитных покрытий толщиной менее 10 мкм. Отличительными особенностями этих методов является обеспечение высокой адгезионной прочности покрытия к основе за счет специфической подготовки и активации поверхности (нагрев и предварительная очистка поверхностей тлеющим разрядом, бомбардировкой ионами инертных газов).

Формирование покрытий осуществляется за счет обработки ионами в процессе конденсации, осаждения высокоэнергетических ионов, а также атомов и молекул с участием плазмохимических процессов. Процессы осаждения подразделяются на плазменные (нанесение покрытий при атмосферном давлении с использованием дугового или высокочастотного плазмотрона); ионно-плазменные (протекающие в вакууме: материал покрытий переводится в газовую фазу распылением энергетическими ионами или испарением катода, добавкой реакционных газов); ионно-лучевые (аналогичные ионно-плазменным с дополнительным применением электроннолучевых пушек) [1].

Нанесение покрытий методом осаждения имеет следующие преимущества:

- высокая воспроизводимость и стабильность упрочнения;
- использование процесса упрочнения в качестве окончательной финишной операции (нанесение тонкопленочного покрытия

- толщиной не более 3 мкм, укладываемого в допуски на размеры деталей);
- минимальный нагрев в процессе обработки (не более 100 – 120°С) не вызывает деформаций деталей и позволяет упрочнять инструментальные стали с низкой температурой отпуска;
 - возможность упрочнения локальных (по глубине и площади) объемов деталей в местах износа с сохранением исходных свойств материала в остальном объеме;
 - высокая адгезионная прочность сцепления покрытия с основой обеспечивает максимальную сопротивляемость истиранию (в том числе, при взаимодействии инструмента с обрабатываемым материалом);
 - формирование специфического микрорельефа поверхности способствует эффективному его заполнению смазочно-охлаждающей жидкостью при эксплуатации деталей машин;
 - высокая производительность упрочнения;
 - возможность упрочнения поверхностей деталей любых габаритов в ручном или автоматическом режимах;
 - минимальное потребление и низкая стоимость расходных материалов;
 - экологическая чистота процесса в связи с отсутствием отходов при упрочнении;
 - минимальный уровень шума, не требующий специальных мер защиты.

Анализируя методы поверхностного упрочнения, мы пришли к выводу, что при использовании какого-либо метода упрочнения улучшение одних важных показателей приводит к ухудшению других, не менее важных. Например, увеличение показателей твердости ведет к снижению пластичности, что с одной стороны приводит к уменьшению схватывания сопряженных поверхностей. С другой стороны, снижение пластичности повышает чувствительность к локальным напряжениям, которые могут привести даже к местному поверхностному разрушению.

При проектировании технологии упрочнения следует исходить из соотношения характеристик и свойств упрочняемых поверхностей к реальным эксплуатационным требованиям. Обработанные поверхности должны обладать определенными физико-механическими свойствами, обеспечивающими условия работы всей детали в общем и ее рабочих поверхностей в частности.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Таким образом, можно сделать вывод, что наиболее приемлемым для поверхностного упрочнения является метод осаждения, как наиболее универсальный. Реализация покрытий этим методом не встречает труд-

ностей при обработке сложных фасонных поверхностей, толщина наносимого слоя контролируется и управляется. Результаты применения данного вида покрытий улучшают триботехнические качества рабочих деталей оборудования. Оценка эффективности различных присадочных материалов будет уточняться в процессе проведения экспериментальных исследований на лабораторной установке, разработанной на кафедре Машин металлургического комплекса и прикладной механики ДонГТУ. Физические, физико-химические, механические параметры, полученные и обработанные в результате лабораторных исследований, в дальнейшем послужат основой создания математической модели.

Библиографический список

1. Маслов А.Р. *Перспективные высокие технологии: справочник* / А.Р. Маслов // *Инженерный журнал*. – 2008. – № 1. – С. 10–24.

2. Тополянский П.А. *Прогрессивные технологии нанесения покрытий – наплавка, напыление, осаждение* / П.А. Тополянский, А.П. Тополянский // *Специализированный журнал РИТМ*. – 2011. – № 1 (59). – С. 28–33.

3. Харламов Ю.А. *Основы технологии восстановления и упрочнения деталей машин: [учебное пособие]* / Ю.А. Харламов, Н.А. Будагьянц. – Луганск: изд-во Восточноукр. Национ. Ун-та им. В. Даля, 2003. – 496 с.

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

СТРОИТЕЛЬСТВО

*д.т.н. Дрозд Г.Я.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ РЕШЕНИЯ ПРОБЛЕМЫ УТИЛИЗАЦИИ КОММУНАЛЬНЫХ ОТХОДОВ

Наведені характеристики новітніх технологій утилізації осадів міських стічних вод.

Ключові слова: утилізація, осад стічних вод, технологія, асфальтобетон, будівельна кераміка, добрива.

Приведены характеристики новейших технологий утилизации осадков городских сточных вод.

Ключевые слова: утилизация, осадок сточных вод, технология, асфальтобетон, строительная керамика, удобрения

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Крупнейшая экологическая проблема Украины – загрязненность ее территории отходами. Особую озабоченность вызывают отходы, образованные в процессе очистки городских сточных вод – канализационные илы и осадки сточных вод (ОСВ).

Основная специфика отходов - их двухкомпонентность: система состоит из органической и минеральной составляющей (от 80 и 20% соответственно в свежих отходах и до 20 и 80% после длительного хранения). Наличие в составе отходов определенного количества тяжелых металлов обуславливает их IV класс опасности. В соответствии с санитарными нормами [1], такие виды отходов должны складироваться под открытым небом и дальнейшей переработке не подлежат. Это привело к тому, что в стране накоплено ок. 1млрд. т осадков, суммарная площадь для складирования которых составляет примерно 50км² на пригородных и городских территориях [2].

Анализ исследований и публикаций. В 2005г. в в странах ЕС в соответствии с директивой 86/278/ЕС по охране окружающей среды, осадки сточных вод были использованы следующим образом: 52% - в сельском хозяйстве; 38% - сожжены; 10% - складированы [3].

Закон Украины “Об отходах” в виду отсутствия соответствующих технологий утилизации обязывает осадки сточных вод только складировать [4].

Постановка задачи. Технологическая отсталость нашей страны в сфере утилизации ОСВ в практическом плане обусловлена в первую очередь nepозволительными затратами финансовых ресурсов на соответствующие предприятия и оборудование. Поэтому ставится задача разработки альтернативных эффективных и экономичных способов и технологий вовлечения коммунальных отходов – осадков сточных вод в хозяйственный оборот.

Изложение материала и его результаты. Основными подходами к решению проблемы были следующие [5-7]:

- стабилизация состава и соотношение органической и минеральной составляющих ОСВ зависят от времени – чем более "старый" отход, тем он более минерализован и стабилен;

- наличие ТМ (тяжелых металлов) в ОСВ зависит от вида промышленности городов;

- хранилища ОСВ – это техногенные месторождения сырьевых ресурсов;

- крупнотоннажный отход ОСВ должен быть использован для получения крупнотоннажной продукции на существующем парке оборудования;

- полученная продукция должна иметь спрос и соответствовать техническим, экологическим и санитарно-гигиеническим требованиям.

В результате теоретических, экспериментальных и пилотных исследований было показано, что решение экологической проблемы – ликвидации накопленных объемов осадков сточных вод возможно путем их активного вовлечения в хозяйственный оборот в следующих отраслях:

- **дорожного строительства** (производство органо – минерального порошка взамен минерального порошка для асфальтобетона);

- **строительства** (производство утеплителя типа керамзит и эффективного кирпича);

- **аграрном секторе** (производство высокогумусного органического удобрения), что иллюстрируют рисунки 1-4.

Предложенные способы и технологии позволяют:

- утилизировать до 200кг сухого ОСВ в 1 кубическом метре асфальтобетона с получением материала, физико – механические показатели которого не уступают требованиям ДСТУ (табл.1);

- в обжиговых керамических изделиях может быть утилизировано 50% ОСВ с получением заданных свойств керамического черепка (табл.2);

- при производстве органических удобрений утилизация ОСВ достигает 75%.



Рисунок 1 – Виды исходных отходов



Рисунок 2 – Основные этапы утилизации ОСВ в дорожном строительстве



Рисунок 3 - Производство керамических изделий на основе ОСВ



Рисунок 4 – Производство органического удобрения – биогумуса на основе ОСВ методом вермокомпостирования

Таблица 1 – Физико-механические свойства образцов асфальтобетона с различным содержанием добавки ОСВ

№ п/п	Состав асфальтобетона (плотный, тип Б)	Водонасыщение, %	Набухание, %	Предел прочности при сжатии, МПа, при температуре			Коэффициент водостойчивости
				20° С	50° С	водонас. состоян.	
1	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 65% (контроль)	0,6	0,12	6,40	2,05	5,56	0,87
2	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 63%; ОСВ – 2%.	0,55	0,15	6,10	1,65	5,70	0,93
3	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 61%; ОСВ – 4%.	0,97	0,15	6,25	1,92	5,60	0,89
4	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 59%; ОСВ – 6%.	0,65	0,06	7,40	3,0	6,80	0,91
5	Щебень – 35%; Песок из отсева дробления щебня – 57%; ОСВ – 8%.	1,22	0,18	8,0	3,3	6,9	0,86
	Требования ДСТУ Б В.2.7-119-2003 (марка II, верхние слои)	1,5-3,5	не более 0,85	2,4	1,2	-	не менее 0,85
	Требования ДСТУ Б В.2.7-119-2003 (марка II, нижние слои)	не более 10	-	1,5	-	-	не менее 0,6

Таблица 2 - Основные свойства керамического черепка

№	Содержание осадка, %	Средняя плотность, $\rho_{\text{ср}}$, т/м ³	Пористость, Π_0 , %	Теплопроводность, λ , Вт/м·К	Предел прочности при сжатии, $R_{\text{сж}}$, МПа
1	Без добавки	2,08	16,4	0,99	12,2
2	10	2,0	20,0	0,94	13,3
3	20	1,82	27,2	0,84	12,0
4	30	1,70	29,2	0,80	10,2
5	40	1,61	31,6	0,78	9,75
6	50	1,56	37,6	0,70	9,4
7	60	1,50	40,0	0,67	9,25
8	70	1,41	43,5	0,62	9,0
9	80	1,28	48,8	0,55	8,75

Выводы

1. Экспериментальными и опытно – промышленными исследованиями показана возможность вовлечения ОСВ в хозяйственный оборот с использованием новых подходов и технологий, что позволит частично решить проблему экологической безопасности страны.

2. Для широкого практического использования предложенных способов утилизации ОСВ необходимо решить ряд организационно-правовых вопросов:

- внести изменения в Закон Украины “Об отходах”;
- разработать технические условия на продукцию и провести ее сертификацию;
- подготовить обращение в Кабинет Министров Украины и Министерство охраны окружающей природной среды с просьбой о разработке действенных механизмов и путей предоставления льгот по налогообложению прибыли полученной от реализации продукции, изготовленной с использованием отходов и государственных субсидий на снижение процентов по банковским кредитам, направленных на реализацию проектов по утилизации отходов.

Библиографический список

1. ДСанПіН 2.27.029-99. Гігієнічні вимоги щодо поводження з промисловими відходами та визначення їх класу небезпеки для здоров'я населення: затверджені МОЗ України 01.07.99: вид. офіц. – Київ: Держстандарт, 2000. - 139 с. : ил.

2. Анализ состояния проблемы рекультивации иловых площадок очистных сооружений городов и перспективы для Харьковского региона: материалы научно-практической конференции «ЭТЭВК-2007» (Ялта 19-21 сент. 2007) Н.Г. Сучкова - С. 279-284.

3. Паёнк Т. Л. Законодательство Европейского Союза в области утилизации осадков / Т. Л. Паёнк // Водоснабжение и санитарная техника. – 2003. - №1. – С.37-41.

4. Закон України «Про відходи», №187/98 – ВР від 5.03.1998р.

5. Дрозд Г. Я. Техничко-екологические записки по проблеме утилизации осадков городских и промышленных сточных вод / Г.Я. Дрозд, Н.И. Зотов, В. Н. Маслак . – Донецк : ИЭП НАН Украины, 2001. – 340 с.

6. Использование осадков сточных вод в производстве строительных материалов / Г.Я. Дрозд, И.В. Матвеева, О.А. Погостнова, Р.В. Бреус // Труды Луганского национального аграрного университета. – Луганск, 2004. – Вып. №41(53): Технические науки. – С. 3-13.

7. Пат. 26095 Україна, МПК СОF1/52. Спосіб утилізації осадів міських стічних вод / Р. В. Бреус, Г. Я. Дрозд ; заявник і патентовласник Луганськ. нац. аграр. ун-т.- № 94127955 ; заявл. 11.12.06; опубл. 30.07.07, Бюл .№14. – 2 с.

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

*д.т.н. Должиков П.Н.,
Абед С.Ф.*

(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

д.т.н. Кипко Э.Я.,

(ВНУ им. В. Даля, г. Антрацит, Украина)

ИССЛЕДОВАНИЕ ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОБВОДНЕННЫХ РАЗУПЛОТНЕННЫХ ГРУНТОВ

У роботі наведено результати лабораторних досліджень властивостей обводнених розуцільнених ґрунтів під будовою Луганської лікарні №7, які покладено в основу проектування параметрів реконструкції фундаменту.

***Ключові слова:** ґрунти, свердловини, властивості, розуцільнення.*

В работе приведены результаты лабораторных исследований свойств обводненных разуплотненных грунтов под зданием Луганской больницы №7, которые положены в основу проектирования параметров реконструкции фундаментов.

***Ключевые слова:** грунты, скважины, свойства, разуплотнение.*

Актуальность проблемы. Строительные площади Украины около 70% представлены просадочными грунтами. В результате суффозии и обводнения такие грунты со временем изменяют свои свойства. Под воздействием нагрузки от зданий наблюдаются вертикальные деформации провального характера.

Абсолютные величины просадок часто превышают предельно допустимые, а также в области фундаментов образуются разуплотненные зоны и локальные пустоты. Свайные фундаменты теряют свою несущую способность, здания и сооружения деформируются, приходят в аварийное состояние [1].

В этой связи в разуплотненных и просадочных грунтах применяется способ их закрепления: силикатизация, химизация, цементация. Однако и они не всегда улучшают инженерно-геологические условия строительства и эксплуатации сооружения. Как видно на примере объектов г. Луганска, даже устройство свайных фундаментов не изменяет деформационный процесс в грунтах. Поэтому разработка способа реконструкции фундаментов в обводненных разуплотненных грунтах буро-инъекционным методом является актуальной задачей в строительст-

ве. Первоначально необходимо провести исследования свойств разуплотненных грунтов [2, 3].

Цель работы – исследования инженерно-геологических свойств грунтов вокруг свайных фундаментов.

Изложение основного материала. Проектирование оснований фундаментов включает обоснованный расчетом выбор:

- типа основания (естественное или искусственное);
- типа, конструкции, материала и размеров фундаментов (мелкого или глубокого заложения; ленточные, столбчатые, свайные, плитные и др.);
- мероприятий, применяемых при необходимости уменьшения влияния деформаций оснований на эксплуатационную пригодность сооружений.

Основания должны рассчитываться по двум группам предельных состояний: по первой - по несущей способности, и по второй – по деформациям [2].

В расчетах оснований следует учитывать совместное действие силовых факторов и неблагоприятных влияний внешней среды (особенно, влияние поверхностных или подземных вод на физико-механические свойства грунтов).

Исследование свойств разуплотненных грунтов выполнялось в основании здания Луганской городской больницы №7.

Участок работ расположен в центральной части города Луганска. В геоморфологическом отношении участок приурочен к первой надпойменной террасе реки Лугань, абсолютные отметки поверхности – 42,5-42,7м. Территория в ходе строительства спланирована насыпными грунтами мощностью до 4,2м. Геологический разрез вскрываемой толщи представлен четвертичными и верхнемеловыми отложениями, в которых по номенклатурному виду и физико-механическим свойствам (рисунок 1):

ИГЭ I - насыпные грунты;

ИГЭ II - суглинки голубовато-серые, голубовато-сери-бурые, желто-серые с включением песка мелкого, с включением дресвы мергеля до 20% тугопластичной консистенции;

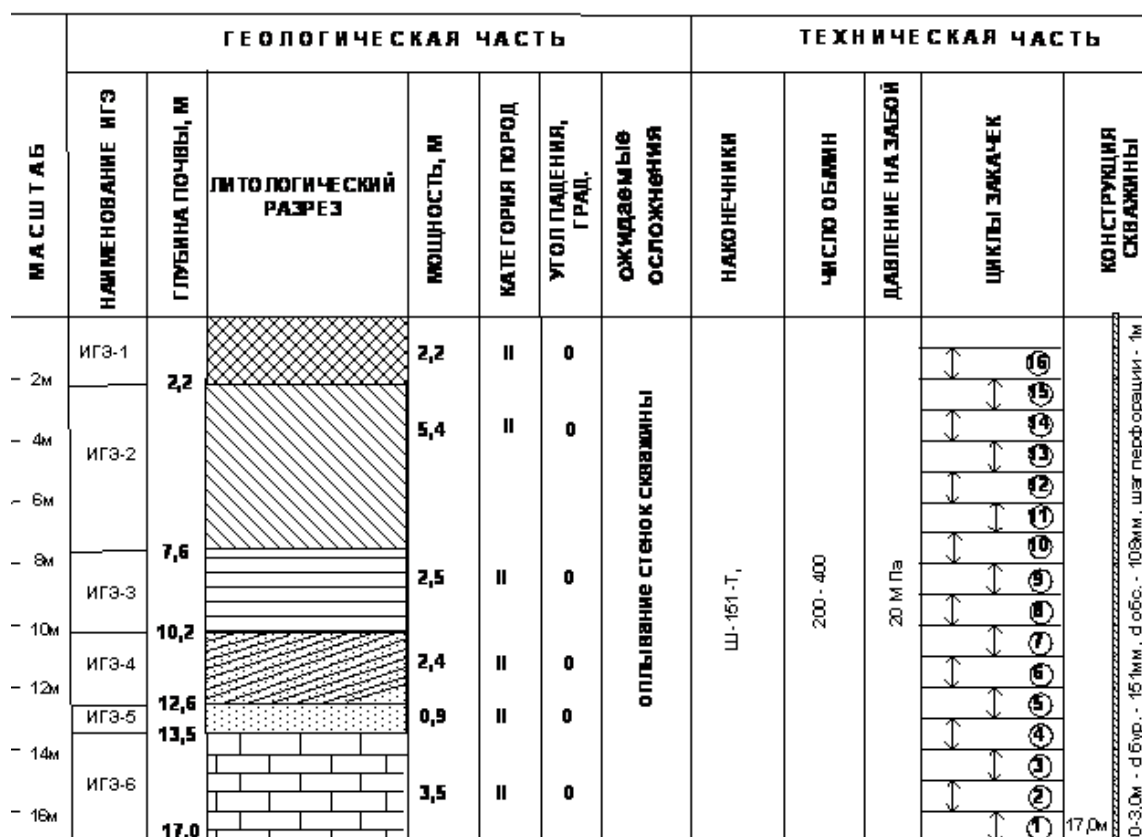
ИГЭ III - глины серые, голубовато-серые, зеленовато-серые, темно-зеленые с включением гравия мергеля светло-серого до 40% полутвердой консистенции;

ИГЭ IV – супесь светло-бурая, мягкопластичная, заиленная;

ИГЭ V - пески желто-коричневые, желто-бурые, зеленовато-серые мелкие средней плотности водонасыщенные с включением гравия мергеля до 20%;

ИГЭ VI - щебенистые грунты: щебень, дресва мергеля желто серого ожелезненного с глинистым заполнителем до 50%.

Для уточнения инженерно-геологических свойств грунтов было пробурено 3 разведочные скважины.



Условные обозначения

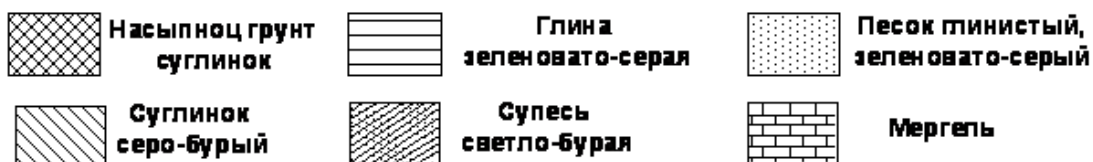


Рисунок 1 - Геолого-технический разрез по скважинам

При выделении инженерно – геологических элементов установлено, что характеристики грунтов по площади и в разрезе изменяются без определенных закономерностей. В процессе бурения разведочных скважин наблюдались локальные зоны провала бурового инструмента, что свидетельствует о разуплотнении грунтов (рисунок 2).

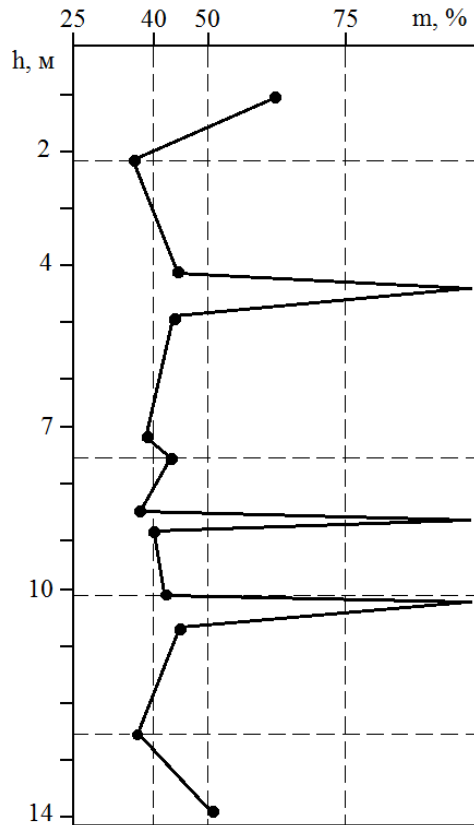


Рисунок 2 – График изменения пустотности грунтов по глубине скважин

По результатам инженерно – геологических изысканий отобран-ные грунты характеризуются свойствами, приведенными в таблице 1.

Таблица 1 - Физико-механические свойства грунтов

Показатели	Насыпные грунты	Суглинки	Глины	Супесь
	<i>ИГЭ – I</i>	<i>ИГЭ – II</i>	<i>ИГЭ – III</i>	<i>ИГЭ – IV</i>
1	2	3	4	5
Влажность на границе теку- чести, д.ед.	-	0,34- 0,37	0,40-0,42	0,16-0,1
Влажность на границе пла- стичности, д.ед.	-	0,20- 0,21	0,20-0,22	0,1-0,09

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5
Число пластичности, д.ед.	-	0,13-0,16	0,19-0,21	0,7-0,1
Влажность природная, д.ед.	-	0,21-0,30	0,24-0,25	0,22-0,30
Влажность водонасыщ., д.ед.	-	0,26-0,29	0,22-0,24	0,25-0,30
Показатель текучести, д.ед.	-	0,38-0,56	0,10-0,20	0,26-0,22
Плотность частиц грунта, г/см ³	-	2,66-2,69	2,72	2,65-2,71
Плотность грунтов, г/см ³	-	1,87-1,95	2,02-2,04	1,78-1,80
Плотность сухого грунта, г/см ³	-	1,48-1,55	1,62-1,66	1,30-1,32
Плотность водонасыщенного грунта, г/см ³	-	1,90-1,94	2,01-2,03	1,80-1,84
Пористость, д.ед.	-	0,42-0,45	0,39-0,40	0,32-0,30
Коэффициент пористости, д.ед.	-	0,72-0,81	0,67-0,68	0,70-0,71
Степень влажности, д.ед.	-	0,77-1,0	0,97-1,0	0,8-1,0
Полная влагоемкость, д.ед.	-	0,27-0,30	0,24-0,25	0,3-0,31
Модуль деформации, МПа	-	3,89-8,46	8,46-9,81	-
Сопrotивление сдвигу образца при давлениях: 0,1 МПа, мм 0,2 МПа, мм 0,3 МПа, мм	-	0,05-0,06 0,08-0,1 0,12-0,14	0,06-0,07 0,11-0,12 0,14-0,15	-
Сцепление, МПа	-	0,01-0,03	0,02-0,03	0,01
Угол внутреннего трения, град.	-	17-23	21-22	20-22
Коэффициент фильтрации, м/сут.	-	0,3	0,09	0,1

Уровень грунтовых вод зафиксирован на глубинах 2,0 – 2,7м. Питание водоносного горизонта осуществляется за счет инфильтрации ат-

мосферных осадков и утечек из водонесущих коммуникаций. Территория по потенциальной подтопляемости отнесена к подтопленной.

По химическому составу грунтовые воды сульфатно-гидрокарбонатно-кальциевые, кислые, очень жесткие, обладают агрессивными свойствами к арматуре железобетонных конструкций и высокой коррозионной активностью к алюминию и свинцу, к железу – корродирующие.

На основании результатов разведочного бурения и инженерно-геологических исследований грунтов предусматривается выполнение работ по сооружению дополнительных буроинъекционных свай с целью усиления строительных конструкций фундамента здания Луганской городской больницы №7 для выполнения надстройки дополнительных этажей. Для этого через вертикальные скважины заходками «снизу-вверх» осуществляется инъектирование цементного раствора.

Выводы. По результатам бурения разведочных скважин и лабораторных исследований свойств грунтов установлены локальные зоны разуплотнения основания и доказана необходимость реконструкции фундамента здания.

Библиографический список

1. *Расчет и технические решения усиления железобетонных конструкций производственных зданий и просадочных оснований / [А.Б. Гольшев, П.И. Кривошеев, П.М. Козелецкий и др.]. – К.: Логос, 2008. – 304 с.*

2. *Долматов Б.И. Механика грунтов, основания и фундаменты / Б.И. Долматов. – Л.: Стройиздат, 1988. – 415 с.*

3. *Дашко Р.Э. Механика грунтов в инженерно-геологической практике / Р.Э. Дашко. – М.: Недра, 1977. – 237 с.*

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

*д.т.н. Дрозд Г.Я.,
к.т.н. Хвортова М.Ю.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

РЕЗУЛЬТАТЫ МОНИТОРИНГА КАНАЛИЗАЦИОННЫХ СЕТЕЙ ПРЕДПРИЯТИЙ ВОДОПРОВОДНО-КАНАЛИЗАЦИОННОГО ХОЗЯЙСТВА УКРАИНЫ

Наведені результати моніторингу каналізаційних мереж підприємств водопровідно-каналізаційного господарства. Наведена характеристика основних дефектів та ушкоджень каналізаційних мереж та причин їх виникнення.

Ключові слова: *трубопроводи, каналізаційна мережа, ушкодження, дефекти, корозія.*

Приведены результаты мониторинга канализационных сетей предприятий водопроводно-канализационного хозяйства. Дана характеристика основных дефектов и поврежденных канализационных сетей и причин их возникновения.

Ключевые слова: *трубопроводы, канализационная сеть, повреждения, дефекты, коррозия.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. В настоящее время на территории Украины наблюдается рост аварийности водопроводно-канализационных объектов, последствия которых представляют техногенную опасность. Такие аварии порождают социальные, технические, экологические проблемы и требуют их ликвидации в кратчайшие сроки. Водопроводно-канализационные сети Украины представляют собой сложившуюся часть инфраструктуры населенных мест, поэтому ее сохранение, повышение надежности, долговечности и экологической безопасности в современных условиях является актуальной задачей.

Анализ исследований и публикаций. Анализ многочисленных аварий позволяет утверждать, что отказ возникает в результате сочетания силовых нагрузок, условий работы труб и свойств окружающей ее среды и грунта [1,2,3]. Наиболее частыми причинами аварий являются просадка труб и колодцев, истирание лотков трубопроводов содержащимися в сточных водах твердыми веществами, разрушение труб под воздействием внешних нагрузок и коррозии [4].

Постановка задачи. Выполнить оценку технического состояния и определить факторы, влияющие на надежность и долговечность канализационных сетей.

Изложение материала и его результаты. На основании мониторинга производственных предприятий ВКХ 30 городов получены следующие данные распределения дефектных элементов в системах канализации: трубопроводы -58%; колодцы (камеры) -15%; очистные сооружения – 6%; насосные станции – 5%; эстакады – 3%; дюкеры, выпуски -1%.

Классификация канализационных коллекторов и причин их повреждений представлена на рисунке 1.



Рисунок 1 - Классификация канализационных коллекторов и причин их повреждений

В сетях преобладают трубы диаметром до 500 мм (60%) из керамики, чугуна, асбестоцемента и стали.

Трубопроводы больших диаметров выполнены из бетона и железобетона. Частота выхода из строя канализационных сетей - нарушение их герметичности или пропускной способности - различна для каждого вида материала труб и обратно пропорциональна диаметру труб. Данные обследований приведены в таблице 1.

Повреждение трубопроводов диаметром до 500 мм в 70 % случаев происходит вследствие физико – механического воздействия (раскрытие стыков, переломы труб, абразивное истирание лотков) и в 30 % - вследствие коррозии. Трубопроводы диаметром более 500 мм, вследствие большей массивности только в 33% случаев подвержены физико-механическому воздействию и в 67 % случаев разрушаются коррозией. На рисунке 2 показано влияние внешнего и внутреннего воздействия на техническое состояние трубопроводов.

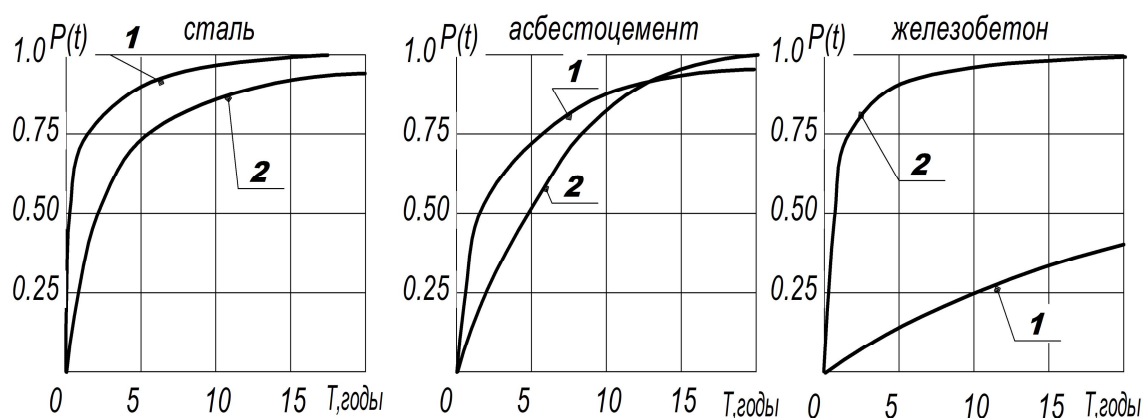


Рисунок 2 - Вероятность отказа канализационных трубопроводов от действия внешних воздействий (1) и внутренней эксплуатационной среды (2)

Внешнее воздействие. Трубопроводы - это линейные протяженные сооружения, с точки зрения надежности имеют такие особенности: они состоят из отдельных элементов и работают совместно с окружающим массивом грунта, свойства которого не одинаковы по длине сооружения. Основными внешними причинами выхода из строя трубопроводов являются: просадка грунтов основания, динамические и вибрационные нагрузки, техногенные процессы (подработки), оползневые явления и прочие.

Неоднородность грунтов основания по длине трубопроводов является важным фактором их надежности. При изменении влажности грунтов основания на отдельных участках изменяется и их несущая способность и тогда, даже постоянные внешние нагрузки, способны вызывать

Таблица 1 – Интенсивность выхода из строя канализационных трубопроводов из различных материалов

Материал труб	Диаметр, мм	Общая длина обследованного участка, км	Общее количество повреждений, шт	Интенсивность отказов, λ , 1/км x год
Сталь	200	324	990	3.05
	300	238	400	1.79
	400	158	280	1.78
	500	131	183	1.4
	600	160	120	0.75
	1000	90	3	0.03
	Чугун	150	109	435
200		80	122	1.52
400		23	28	1.22
500		34	38	1.10
800		17	1	0.06
Асбестоцемент	150	29	54	1.87
	300	7	9	1.29
	400	22	26	1.10
	500	13	14	1.08
Керамика	200	30	30	1.00
	400	54	50	0.93
	500	36	2	0.06
	600	18	7	0.05
Бетон	400	160	24	0.15
	600	320	3	0.09
	1000	75	2	0.02
Железобетон	600	315	32	0.10
	800	140	14	0.10
	1000	90	6	0.08
	1600	37	2	0.05
	2000	33	1	0.03
	3600	8	1	0.005

повреждения трубопровода, вид которых зависит от деформативных свойств грунта.

Зависимость вероятности повреждения стыкового соединения и тела трубы от модуля общей деформации грунта представлена на рисунке 3.

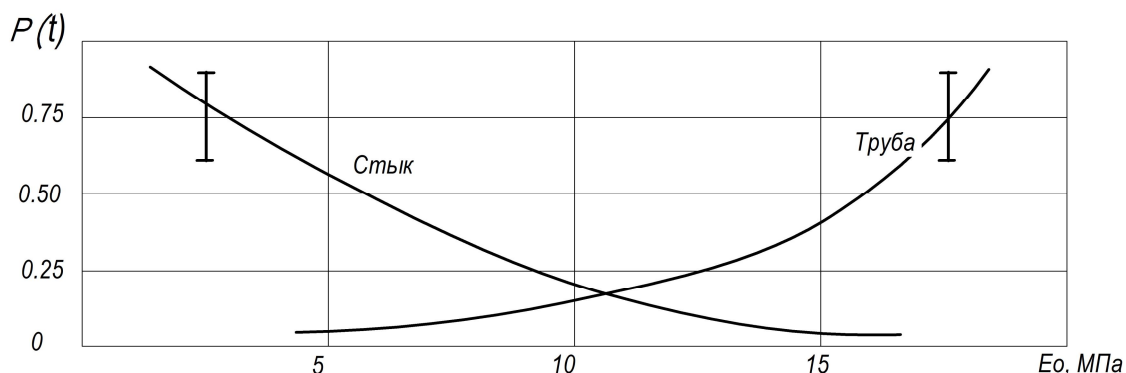


Рисунок 3 - Зависимость вероятности повреждения $P(t)$ стыкового соединения и тела трубы от модуля общей деформации грунта (E_0)

Внутреннее механическое воздействие. Повреждение лотковой части трубопроводов движущимися в потоке жидкости частицами песка. Установлена эмпирическая зависимость скорости абразивного износа лотка труб от скорости движения сточной жидкости, которая описывается уравнениями [1]:

$$V_{a.б.} = 0,037 V_v^{4,388}; \quad V_{a.м.} = 0,006 V_v^{2,91}, \quad (1)$$

где $V_{a.б.}$, $V_{a.м.}$ – соответственно скорости абразивного износа бетона, металла, мм/год; V_v – скорость потока сточной воды, м/с.

Коррозионное воздействие. Коррозионное разрушение неметаллических трубопроводов внешней грунтовой средой не характерно для канализационных сетей, а отдельные единичные случаи связаны с техногенным загрязнением грунта агрессивными веществами в процессе эксплуатации. Повреждения металлических трубопроводов блуждающими токами и грунтовой коррозией связаны с низкой культурой проектирования и строительства, ошибками и халатностью при эксплуатации устройств электрозащиты. Особое место в разрушении канализационных трубопроводов занимает коррозия под действием внутренней эксплуатационной среды, приводящая к масштабным авариям. Характерные повреждения канализационных труб приведены на рисунке 4.

Выход из строя канализационных сетей сопровождается вытеканием из сооружений сточных вод, что в отдельных случаях ставит на грань экологической катастрофы целые городские районы и регионы. Последствия аварий сетей представлены на рисунке 5.

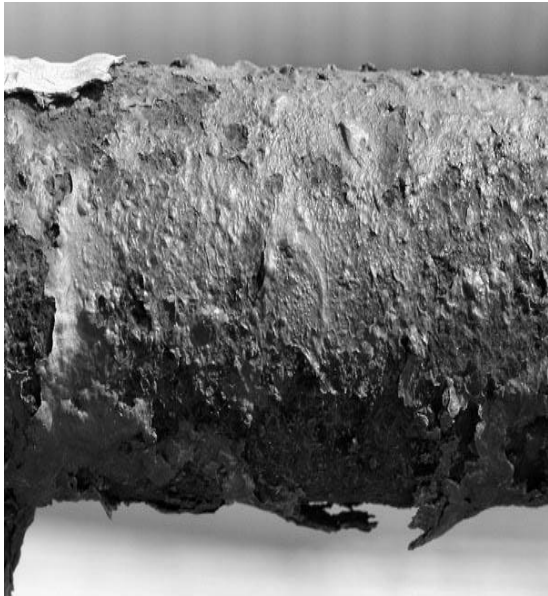


Рисунок 4 - Характерные повреждения канализационных труб



Рисунок 5 - Последствия аварий на канализационных сетях

Выводы и направления дальнейших исследований.

Современное техническое состояние канализационных трубопроводов можно объяснять по разному: влиянием просчетов и ошибок на стадиях проектирования, технологии производства материалов и конструкций, строительства и эксплуатации сооружений, что, безусловно, имеет место.

Однако наиболее вероятной причиной является физический износ сетей. Исходя из норм амортизационных отчислений для различного вида труб: керамика – 3,2 %, бетон и железобетон – 3,6 %, асбестоцемент – 4,8 % и т.д., трубопроводы канализации, построенные еще в 60-70 годах прошлого века давно отработали свой ресурс и требуют обновления. Новые трубопроводные системы должны быть надежными и долговечными. Эти качества обеспечиваются применением современных материалов, нормативно – технической документации и квалифицированными кадрами, владеющими передовыми технологиями.

Библиографический список

1. Дрозд Г. Я. *Канализационные трубопроводы: надежность, диагностика, санация* / Г. Я. Дрозд, Н. И. Зотов, В. Н. Маслак // ИЭП НАНУ. - Донецк: б.и., 2000. – 260 с.
2. Шилин А. А. *Состояние коллекторов и канализационных сетей Москвы и Украины* / А. А. Шилин, Г. Я. Дрозд // *Подземное пространство мира*, 1995. - №3. - С.109-110.
3. Иванов Ф. М. *Долговечность бетонных и железобетонных коллекторов* / Ф. М. Иванов, Г. Я. Дрозд // *Бетон и железобетон*, 1989. - №12. - С.32-33.
4. Иванов Ф.М. *О сроках службы железобетонных коллекторов* / Ф. М. Иванов, Г. Я. Дрозд // *Бетон и железобетон*, 1992. - №2. - С.25-26.
Рекомендована к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.

*д.т.н. Должиков П.Н.,
к.т.н. Кобзарь Ю.И.,
Кирияк К.К.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

СТАБИЛИЗАЦИЯ ОПОЛЗНЕВОГО ПРОЦЕССА СПОСОБОМ НАПОРНОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ

У статті розглядається спосіб стабілізації зсувного масиву методом цементації: аналіз фізико-механічних властивостей ґрунтів, розробка методики проектування, розрахунок основних технологічних параметрів ін'єкції.

***Ключові слова:** зсувний масив, цементація, методика проектування, параметри ін'єкції.*

В статье рассматривается способ стабилизации оползневого массива методом цементации: анализ физико-механических свойств грунтов, разработка методики проектирования, расчет основных технологических параметров инъекции.

***Ключевые слова:** оползневой массив, цементация, методика проектирования, параметры инъекции.*

Актуальность проблемы. Оценка степени опасности по условиям развития оползней, как гравитационных, водно-гравитационных и эрозионно-гравитационных процессов для территорий городов и населённых пунктов ЮБК, и защита от них участков, отводимых под застройку, строящихся и уже построенных зданий и сооружений, сводится к основной задаче: определение расчётных технико-экономических показателей для выбора оптимальных вариантов при проектировании противооползневых сооружений инженерной защиты от оползней территорий и объектов [1, 2].

В настоящее время изучена закономерность и механизм типичных оползней Крыма на различных стадиях их развития; определена роль оползнеобразующих факторов – абразии, эрозии режима обводнения и изменение прочности на развитие типичных оползней; обоснованы виды и эффективность противооползневых мероприятий, и последовательность их осуществления в зависимости от механизма и стадии развития типичных оползней; разработана рациональная система изучения

факторов, режима и механизма оползней Крыма методами стационарных исследований [1, 2].

Как показали результаты аналитических и экспериментальных исследований, весьма эффективным для стабилизации оползней является метод напорной цементации. Сущность метода заключается в определении зоны инъекции цементно-силикатного раствора, расчете технологических параметров, бурении скважин и нагнетании раствора. При этом зона скольжения оползня изменяет механические свойства и режим деформирования [3, 4].

Поэтому целесообразно проведение опытно-промышленных работ по стабилизации оползней методом цементации.

Цель работы – применение способа напорной цементации в природных условиях ЮБК.

Основная часть. Для стабилизации оползневых процессов, применяются различные методы механического воздействия на оползневой массив. В данной работе рассматривается метод напорной цементации как способ стабилизации в контексте изменения физико-механических свойств оползневого тела.

В качестве рассматриваемой задачи был выбран оползневой склон в районе г. Ялта. Предусматривалось выполнение работ по укреплению грунтов и стабилизации оползневых процессов в основании фундаментов под жилым домом и бассейном на территории домостроения в поселке Ореанда.

По данным инженерно – геологических исследований, выполненных центром научно-технических услуг «Инжзащита», склон является потенциально опасным в оползневом отношении.

Природный рельеф склона изменен планировочными работами при строительстве частных домостроений, что привело к активизации оползневых процессов и возникновению трещин и заколов в основании фундаментов под жилым домом и бассейном (рисунок 1).

В геоморфологическом отношении участок представляет наклонную террасу с общим уклоном в сторону моря. Рельеф участка изменен планировочными работами при строительстве частных домостроений. В геологическом строении участка принимают участие: верхнетриасовые и нижнеюрские отложения ($T_3 - J_1$) представленные чешуйчатыми и тонкоплитчатыми аргиллитами. Выше по разрезу залегают четвертичные отложения, представленные аргиллитом смещенным ($dp Q_4^1$), аргиллитом перемятым ($dp Q_4$), суглинком дресвяным ($dp Q_4$) и насыпным грунтом (tQ_4). Проектируемыми скважинами намечается вскрытие трех инженерно – геологических элементов:

- 1 – насыпные грунты; мощность слоя – 0 – 5м;
 2 – суглинок дресвяный; мощность слоя – 0 – 3-6м;
 3 – аргиллиты; мощность слоя – 1 – 2 м.

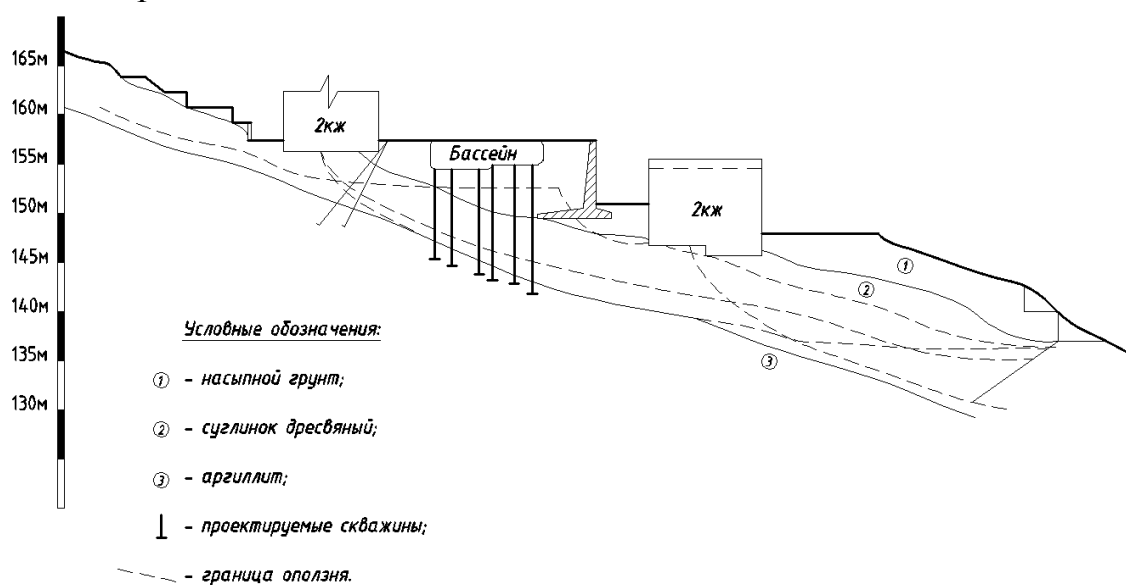


Рисунок 1 – Продольный разрез оползневого склона

Пересекаемые скважинами породы 1 и 2 инженерно – геологических элементов согласно ДБН Д 2.2–35–99 относятся к III категории по буримости, 3 инженерно-геологического элемента – к VI категории.

По данным инженерно–геологических изысканий грунты характеризуются следующими показателями (таблица 1).

Таблица 1 – Инженерно-геологические свойства грунтов

Показатели	Насыпной грунт tQ_4	Суглинок дресвяный, $dp Q_{3-4}$	Аргиллиты выветрелые $T_3 - J_2$
1	2	3	4
Объемный вес, t/m^3	2,18	2,16	2,33
Природная влажность, %	0,1	0,086	0,074
Степень влажности, S_r	0,711	0,606	0,77
Число пластичности, I_p	0,12	0,11	0,10
Показатель текучести, I_l	-0,293	-0,47	-0,35

Продолжение таблицы 1

1		2	3	4
Коэффициент пористости, e		0,390	0,39	0,27
модуль деформации, МПа	при ест. влажн., E_e	-	32	42
	в водонасыщ. состоянии, E_B	-	27	40
Сцепление C , кПа		-	89	38
Угол внутреннего трения, градус, φ		-	31	38

При проектировании специальных работ производился расчёт следующих основных технологических параметров: определение состава и свойств тампонажных растворов; расстояние между скважинами; количества скважин; давления нагнетания раствора; объём нагнетания раствора в одну скважину; общего объёма тампонажного раствора; расхода материалов.

Для укрепления грунтов в основании фундаментов под жилым домом и бассейном осуществляется инъекция цементно-силикатного раствора. Состав и свойства раствора приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Свойства цементно-силикатного раствора

Состав раствора	Плотность, $кг/м^3$	Динамич. напряж. сдвига, МПа	Структурная вязкость, Па/с	Прочность, МПа	
				2 сут	7 сут
Цемент М-400 - 750 кг Силикат натрия-37 кг Вода- 750 л	1560	28,5	30,6	2,6	8,4

Контроль качества тампонажного раствора осуществляется путём отбора проб (1 проба на $10 м^3$ раствора) и испытанием их в лаборатории.

Тампонажный раствор в грунтах распространяется под давлением в пустотах и за счёт гидрорасчленения массива и его уплотнения. Во из-

бежание изменения гидродинамической ситуации на участке и сохранения существующих условий движения потока грунтовых вод, инъекционные скважины предусматривается располагать через 1,5 м, а объем нагнетаемого тампонажного раствора рассчитывается исходя из заданного радиуса распространения инъекций 0,5 м.

Скважины располагаются одним рядом вдоль восточной стены здания и в шахматном порядке по всей площади бассейна. Для такой схемы расположения скважин, учитывая длину стены и площадь бассейна, общее количество буроинъекционных скважин составляет 25 штук.

Рабочее давление нагнетания раствора рассчитываем по формуле:

$$P_H = P_T + P_K - P_r + \Delta P, \quad (1)$$

где $P_T = \lambda l$ - потери напора в трубопроводе;

P_K - напор подземных вод;

$P_r = \rho gh$ - гидростатическое давление столба раствора;

ΔP – потери напора при течении раствора в грунте.

Результаты расчётов приведены в таблице 3.

Таблица 3 - Инъекционные параметры

Интервал, м	ρ , кг/м ³	h, м	λ	l, м	$P_{тр.}$, МПа	P_G , МПа	P_K , МПа	ΔP , МПа
1 – 10,5	1560	10,5	0,009	50	0,18	0,14	0,06	0,1

Следовательно, рабочее давление насоса для нагнетания цементно-силикатного раствора равно 0,2 – 0,45 МПа. В процессе выполнения работ в каждом случае выхода раствора за зону инъекции закачка прекращается на 4-5 часов для его структурирования.

Технологией инъекции грунтов предусмотрена закачка в скважины заходками «сверху-вниз» через инструмент цементно-силикатного раствора. Глубина каждой скважины при выполнении инъекций обусловлена литологическим разрезом и составляет от 7 м до 10,5 м. Этим предусмотрена инъекция раствора в двух литологических слоях.

В соответствии с расчетами принимаем средний расход цементно-силикатного раствора на 1 п.м скважины равным:

- для насыпных грунтов и суглинков дресвяных:

$$V = \pi \cdot R^2 \cdot m \cdot h_3 = 3,14 \cdot 0,25 \cdot 0,28 = 0,25 \text{ м}^3$$

- для аргиллитов:

$$V = 3,14 \cdot 0,22 \cdot 0,28 = 0,2 \text{ м}^3.$$

Расход материалов на инъекционные работы приведен в таблице 4.

Таблица 4 - Расход материалов на тампонаж

№ п/п	Материал	Уд. расход, m/m^3	Всего, m
1.	Цемент	0,75	33
2.	Силикат натрия	0,037	1,6
3.	Вода	0,75	33

Приготовление цементно-силикатного тампонажного раствора осуществляется механическим способом непосредственно в нагнетательной технологической линии, включающей следующий комплекс оборудования:

- миксер, производительность приготовления цементно-силикатного раствора 10 – 20 л/мин плотностью 1560 кг/м³;

- насос НБ–3 производительностью до 120 л/мин, с максимальным давлением 4 МПа.

Для цементно-силикатного раствора последовательного введения составляющих компонентов предусмотрено приготовление по следующей технологической схеме:

- подача воды и цемента в миксер;

- после достижения цементным раствором требуемой плотности 1560 кг/м³ в раствор вводится структурообразователь (силикат натрия) с последующим нагнетанием готового цементно-силикатного раствора цементирочным насосом НБ–3 в скважину.

В натуральных условиях в скважины пронагнетали около 44 м³ цементно-силикатного раствора.

Нагнетание раствора в скважину прекращалось при достижении расчетного количества раствора и конечного давления нагнетания или в случае прорыва раствора на поверхность земли.

Выводы

1. Применением способа струйной цементации оползневых грунтов была достигнута стабилизация оползня, вязкопластические деформации зоны скольжения были переведены в упруго-жесткие.

2. Изложенная методика определения области применения напорной цементации и технология производства работ, позволяют использовать способ для укрепления сходных по структуре грунтов оползневых участков всего южного берега Крыма.

Библиографический список

1. Рудько Г.И. *Оползни и другие геодинамические процессы горноскладчатых областей Украины (Крым, Карпаты): [монография] / Г.И. Рудько, И. Ф. Ерыш. – К.: Задруга, 2006. – 624с.*

2. Амосова Л.А. *Закономерности формирования оползневых отложений / Амосова Л.А., Коробанова И.Г., Копылова А.К. - Изд-во «Наука», 1976. - 184с.*

3. Должиков П.Н. *Физика движения вязкопластичных тампонажных растворов:[монография] / П.Н. Должиков, А.Э. Кипко. – Донецк: «Вебер», 2007. – 237с.*

4. Должиков П.Н. *Применение метода напорной цементации для стабилизации оползневого процесса / П.Н. Должиков, К.К. Кириак // Сборник научных трудов ДонГТУ, 2011. – №34. – С. 179-186.*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Дроздом Г.Я.

*д.т.н. Дрозд Г.Я.,
к.т.н. Хвортова М.Ю.
(ДонГТУ, Алчевск, Украина),
Бизирка И.И.
(ЛНАУ, г. Луганск, Украина)*

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДИФФУЗИИ ИОНОВ ТЯЖЕЛЫХ МЕТАЛЛОВ ИЗ АСФАЛЬТОБЕТОНА

Наведено математичну модель, методика розрахунку і перевірку адекватності моделі процесу дифузії іонів важких металів з асфальтобетону.

***Ключові слова:** асфальтобетон, математична модель, дифузія, осади стічних вод, важкі метали.*

Приведена математическая модель, методика расчета и проверка адекватности модели процесса диффузии ионов тяжелых металлов из асфальтобетона.

***Ключевые слова:** асфальтобетон, математическая модель, диффузия, осадки сточных вод, тяжелые металлы.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Накопленные объемы осадков сточных вод (ОСВ) выдвигают настоятельную необходимость их утилизации. Наличие в составе ОСВ тяжелых металлов (Hg, Cu, Zn, Co, Mn, Cr, Pb, Ni) обуславливает неэффективность существующих методов их утилизации. Предложенный способ утилизации ОСВ – захоронение их в массиве строительных материалов основан на идее изоляции вредных веществ от окружающей среды [1]. Выход токсичного вещества из массива материала (в данном случае рассматривается асфальтобетон) возможен только вследствие диффузии. Эффективность захоронения токсичных веществ в массиве определяется коэффициентом диффузии.

Анализ последних исследований и публикаций. Процесс диффузии жидкости в пористых средах довольно подробно описан в [2], однако диффузия жидкости с растворенным веществом через тонкие пленки по направлению градиента концентрации практически не рассмотрена.

Постановка задачи. Целью исследований, приведенных в статье, является разработка математической модели процесса диффузии ионов

тяжелых металлов через тонкие пленки, ее интегрирование, проверка адекватности и определение коэффициента диффузии.

Изложение материала и его результаты.

Задача диффузии ионов тяжелых металлов из образца асфальтобетона решалась в следующей постановке. Шар $0 \leq r \leq b$ составлен из однородного шара $0 \leq r \leq a$ и однородной сферической оболочки $0 \leq r \leq b$, которые изготовлены из различных материалов. В шаре происходит диффузия некоторой примеси. Необходимо найти распределение концентрации примеси в шаре $u(t, r)$, если на внешней поверхности концентрация равна нулю, а начальное распределение концентрации известно

$$u(0, r) = f(r). \quad (1)$$

В каждой из двух областей процесс будет описываться уравнением диффузии, но с различными коэффициентами: D_1 при $0 \leq r \leq a$ и D_2 при $0 \leq r \leq b$. В силу центральной симметрии задачи решение будет зависеть только от одной пространственной координаты r и уравнение диффузии упростится:

$$\frac{\partial u(t, r)}{\partial t} = D \left\{ \frac{\partial^2 u(t, r)}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial u(t, r)}{\partial r} \right\}. \quad (2)$$

Так как распределение концентрации $u(t, r)$ и поток $q = -D \frac{\partial u(t, r)}{\partial r}$ примеси должны являться непрерывными функциями координаты, необходимо дополнительно обеспечить "сшивку" решений в двух областях на границе $r = a$. С учетом этого математическая постановка задачи будет иметь граничные и начальные условия:

$$\begin{aligned} \frac{3}{4} \pi a^3 \frac{\partial u(t, r)}{\partial t} \Big|_{r=a} &= D 4 \pi a^2 \frac{\partial u(t, r)}{\partial r} \Big|_{r=a} \\ 0 \leq t \leq \infty; \quad u(t, b) &= 0, \quad u(0, r) = f(r), \\ & a \leq r \leq b \end{aligned}$$

здесь a и b – внешние радиусы шара и оболочки соответственно, D – коэффициент диффузии в оболочке.

С помощью замены переменных $u(t, r) = \frac{v(t, r)}{r}$ эта задача сводится к задаче с одномерным уравнением диффузии на отрезке прямой

$$\frac{\partial v(t,r)}{\partial t} = D \frac{\partial^2 v(t,r)}{\partial r^2}, \quad a \leq r \leq b, \quad 0 \leq t \leq \infty;$$

граничные и начальные условия:

$$\left. \frac{\partial v(t,r)}{\partial t} \right|_{r=a} = \frac{3D}{a} \left[\left. \frac{\partial v(t,r)}{\partial r} \right|_{r=a} - \frac{v(t,a)}{a} \right]$$

$$v(t,b) = 0; \quad v(0,r) = rf(r) \quad a \leq r \leq b.$$

При интегрировании математической модели процесса выщелачивания металлов из образцов асфальтобетона был применен метод разделения переменных. Аналитическое решение имеет вид:

$$u(t,r) = \sum_{n=1}^{\infty} A_n e^{-\lambda_n^2 D t} \frac{\sin \lambda_n (r-b)}{r}, \quad a \leq r \leq b, 0 \leq t \leq \infty, \quad (3)$$

где λ_n – положительные корни уравнения

$$\operatorname{ctg} \lambda_n (b-a) = \frac{a\lambda_n}{3} - \frac{1}{\lambda_n}.$$

Коэффициенты A_n определяются выражением

$$A_n = \frac{a}{b - \left[a \left(\frac{a\lambda_n}{3} - \frac{1}{a\lambda_n} \right) + \lambda_n^2 + \frac{2a}{3} \right] \sin^2 \lambda_n (a-b)}.$$

Аналитическое решение имеет сложный вид и неудобно для практической работы. Целесообразно перейти к численному интегрированию математической модели. При этом принимается, что коэффициент диффузии во внутренней области (сфере) значительно больше, чем в сферической оболочке. Распределение концентрации в шаре считаем однородным. Начальная концентрация примеси в оболочке равна нулю, т.е. процесс диффузии как бы включается мгновенно в момент времени $t=0$.

Математическая постановка задачи представлена выше (2). Для условий $a \leq r \leq b$, $0 \leq t \leq \infty$ заданы граничные и начальные условия:

$$\frac{4}{3}\pi a^3 \frac{\partial u(t,r)}{\partial t} \Big|_{r=a} = D4\pi a^2 \frac{\partial u(t,r)}{\partial r} \Big|_{r=a}$$

$$u(t,b) = 0,$$

$$u(0,r) = 0,$$

$$u(0,a) = u_0$$

u_0 – начальная концентрация вещества в шаре.

Для упрощения дальнейшего решения и возможности его использования для различных величин коэффициента диффузии, целесообразно перейти к безразмерным величинам.

В качестве масштаба длины возьмем радиус шара a , т.е. перейдем к безразмерной переменной $\tilde{r} = \frac{r}{a}$.

Тогда уравнение диффузии можно переписать следующим образом:

$$\frac{\partial v(t,r)}{\partial t} = D \frac{\partial^2 v(t,r)}{a^2 \partial \left(\frac{r}{a}\right)^2} = \frac{D}{a^2} \frac{\partial^2 v(t,\tilde{r})}{\partial \tilde{r}^2}.$$

Разделив обе части на коэффициент при пространственной производной, получим

$$\frac{a^2}{D} \frac{\partial v(t,\tilde{r})}{\partial t} = \frac{\partial^2 v(t,\tilde{r})}{\partial \tilde{r}^2},$$

или

$$\frac{\partial v(t,\tilde{r})}{\partial \left(t / \left(\frac{a^2}{D}\right)\right)} = \frac{\partial^2 v(t,\tilde{r})}{\partial \tilde{r}^2}.$$

Выбрав в качестве масштаба времени a^2/D , или, перейдя к безразмерному времени $\tilde{t} = \frac{t}{a^2/D}$, получим уравнение диффузии в безразмерных переменных

$$\frac{\partial v(\tilde{t},\tilde{r})}{\partial \tilde{t}} = \frac{\partial^2 v(\tilde{t},\tilde{r})}{\partial \tilde{r}^2}.$$

В этих же переменных запишем граничные условия. Делая в них замену $t = \tilde{t} \frac{a^2}{D}$ и $r = \tilde{r}a$, получим

$$\frac{\partial v(\tilde{t}, 1)}{\partial \tilde{t}} = 3 \left[\frac{\partial v(\tilde{t}, \tilde{r})}{\partial \tilde{r}} \Big|_{\tilde{r}=1} - v(\tilde{t}, 1) \right], \quad v(\tilde{t}, \frac{b}{a}) = 0.$$

Перепишем также начальное условие $v(0, a) = au_0$. Будем измерять функцию v в единицах au_0 , т.е. перейдем к функции $\tilde{v} = \frac{v}{au_0}$. Тогда начальное условие запишется как $\tilde{v}(0, 1) = 1$.

Окончательно получаем постановку математической задачи:

$$\frac{\partial \tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})}{\partial \tilde{t}} = \frac{\partial^2 \tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})}{\partial \tilde{r}^2}, \quad 1 \leq \tilde{r} \leq \frac{b}{a}, \quad 0 \leq t \leq \infty;$$

начальные и граничные условия:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \tilde{v}(\tilde{t}, 1)}{\partial \tilde{t}} &= 3 \left[\frac{\partial \tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})}{\partial \tilde{r}} \Big|_{\tilde{r}=1} - \tilde{v}(\tilde{t}, 1) \right], & 0 \leq t \leq \infty \\ \tilde{v}(\tilde{t}, \frac{b}{a}) &= 0; \quad \tilde{v}(0, \tilde{r}) = 0, & 1 \leq \tilde{r} \leq \frac{b}{a}; \quad \tilde{v}(0, 1) = 1. \end{aligned}$$

Обратный переход к функции распределения концентрации u осуществляется с помощью соотношения

$$u(\tilde{t}, \tilde{r}) = \frac{v(\tilde{t}, \tilde{r})}{r} = \frac{\tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})au_0}{r} = u_0 \frac{\tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})}{\tilde{r}},$$

или, если измерять концентрацию относительно начальной,

$$\frac{u(\tilde{t}, \tilde{r})}{u_0} = \frac{\tilde{v}(\tilde{t}, \tilde{r})}{\tilde{r}}.$$

Для численного решения этой задачи выберем метод конечных разностей [3].

В результате распределение концентрации примеси $u(t, r)$ в сферической оболочке в различные моменты времени:

$$\frac{u_j^n}{u_0} = \frac{v_j^n}{1 + (j-1)h}.$$

При этом значения $u_1^n = v_1^n$ дают зависимость концентрации вещества внутри шара от времени.

Можно также найти количество примеси m , вышедшей из сферической оболочки, как функцию времени:

$$m(t) = \frac{4}{3} \pi a^3 [u_0 - u(t, a)] = \frac{4}{3} \pi a^3 u_0 \left[1 - \frac{u(t, a)}{u_0} \right].$$

Соотношение можно переписать в безразмерном виде

$$\frac{m(t)}{a^3 u_0} = \tilde{m}(t) = \frac{4}{3} \pi \left[1 - \frac{u(t, a)}{u_0} \right].$$

Его разностная аппроксимация $m^n = \frac{4}{3} \pi (1 - v_1^n)$ (знак “тильда” опущен).

Сделаем несколько замечаний.

1. Математическая модель диффузии примеси получена для сферического тела, покрытого битумом. На практике частицы имеют различную форму и для ее учета можно воспользоваться приемом, известным из нестационарной теплопередачи [4]. Введем параметр формы

$$\lambda = \frac{S \delta}{V},$$

равный 1 для плоской пластины, 2 – для неограниченного параллелепипеда и 3 – для шара и куба (δ – половина толщины пластины или радиус).

2. Если частица находится в непосредственной близости к твердой поверхности, здесь справедлив прием, применяемый в расчете диффузии газа при кавитации [6], в расчетах используется поверхность частицы не контактирующая с твердым телом.

Вычисления по полученной разностной схеме выполнялись в среде интегрированного пакета MATLAB [5].

На рисунках 1 – 3 приведены результаты. Графики распределения концентрации примеси в сферической оболочке имеют иллюстративный характер. Графики же временных зависимостей концентрации вещества в шаре и вышедшего из шара количества примеси позволяют оценить динамику и характерные времена процесса. Так, в частности, можно считать, что примесь полностью диффундирует через оболочку за время

$$t \approx 6 \cdot 10^{-2} \frac{a^2}{D}.$$

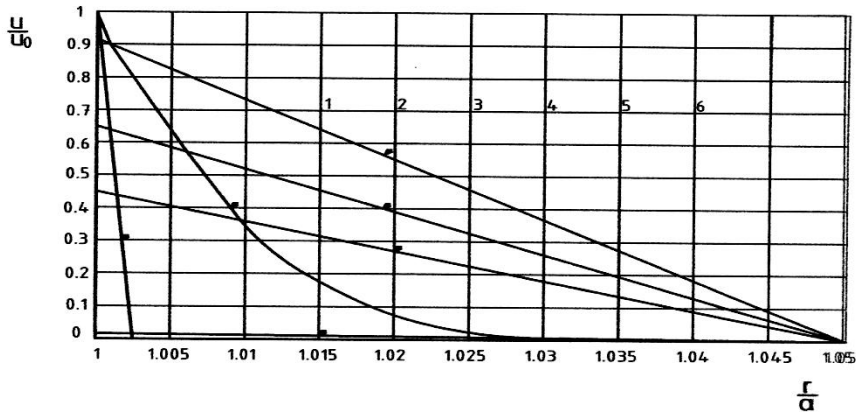


Рисунок 1- Распределение примеси в оболочке для различных моментов времени: 1) $t = 0$; 2) $t = 6.25 \cdot 10^{-5}$; 3) $t = 6.25 \cdot 10^{-4}$; 4) $t = 6.25 \cdot 10^{-3}$; 5) $t = 1.25 \cdot 10^{-2}$; 6) $t = 6.25 \cdot 10^{-2}$.

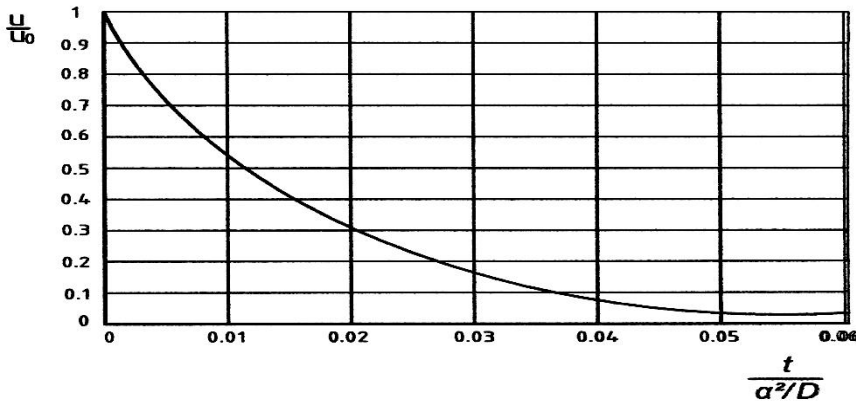


Рисунок 2- Зависимость относительной концентрации примеси в сферической частице от времени

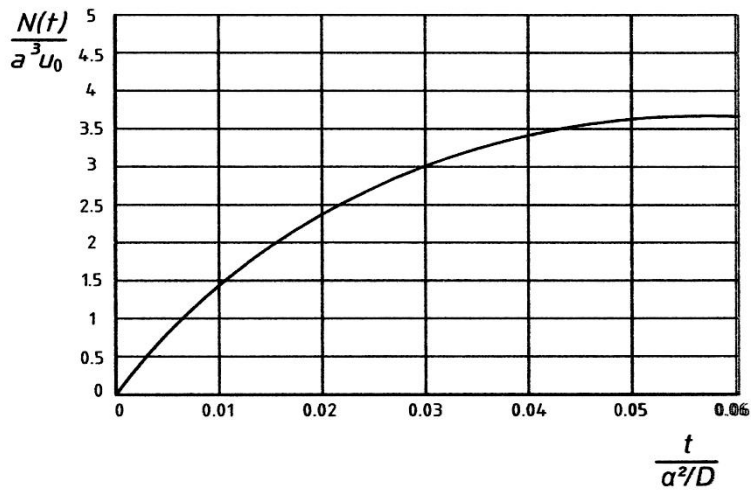


Рисунок 3- Зависимость количества примеси, вышедшей из оболочки, от времени

Оценка адекватности моделей выполнялась с использованием критерия Фишера [5] путем сравнения осциллограмм переходного процесса теплообмена и данными, полученными на математической модели. Для условий эксперимента табличное значение критерия Фишера при доверительной вероятности $\alpha = 0,95$ равно $\approx 1,9$ [5]. Выполненные расчеты показали, что опытное значение критерия Фишера было равно $\approx 0,9$, что значительно меньше табличного, что говорит об адекватности разработанной математической модели.

Выводы

1. Получена математическая модель процесса диффузии примеси из сферических образцов через оболочку.
2. Разработан алгоритм и программа интегрирования математической модели, оценена погрешность интегрирования.
3. Предложен способ учета формы тела и его положения относительно твердой поверхности.
4. Выполнена проверка адекватности математической модели сравнением расчетных и экспериментальных данных с использованием критерия Фишера. Показано, что математическая модель адекватна и может служить основой для дальнейших исследований.
5. Коэффициент диффузии для ионов тяжелых металлов лежит в диапазоне $(2,5 - 2,8) \cdot 10^{-14} \text{ м}^2/\text{с}$, причем отмечена зависимость уменьшения коэффициента диффузии у более тяжелых ионов примерно пропорциональное росту их радиусов.

Библиографический список

1. *Использование осадков сточных вод в производстве строительных материалов / Г.Я. Дрозд, И.В. Матвеева, О.А.Погостнова, Р.В. Бреус // Труды Луганского национального аграрного университета. – Луганск, 2004. – Вып. №41(53) : Технические науки. – С. 3-13.*
2. *Шейдегер А.Э. Физика течения жидкостей через пористые среды / А.Э. Шейдегер. – М.: ГНТИ нефтяной и черно-топливной литературы, 1960. - 530 с.*
3. *Вазов В. Разностные методы решения дифференциальных уравнений в частных производных / В. Вазов, Д.Форсайт. – М.: Иностранная Литература, 1963.- 275 с.*
4. *Лыков А.В. Теория теплопроводности / А.В. Лыков. – М.: Высшая школа, 1957. – 680 с.*
5. *Адлер Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. – М.: Наука, 1976. – 280с.*
6. *Бондарь А.Г. Математическое моделирование в химической технологии / А.Г. Бондарь. – К.: Вища школа, 1973. – 280с.*

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

*к.т.н. Отрош Ю.А.,
(Академія пожежної безпеки ім. Героїв Чорнобиля,
м. Черкаси, Україна),
к.т.н. Карапетян С.Х.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Україна)*

НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СИЛОВИХ, ДЕФОРМАЦІЙНИХ ТА ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ВПЛИВАХ

У роботі викладено методу розрахунку залізобетонних конструкцій при спільній дії силових, деформаційних та високотемпературних впливів. Методика дозволяє визначити можливий сценарій зміни напружено-деформованого стану і вичерпання несучої здатності. Прогноз вичерпання несучої здатності дозволить визначити слабкі елементи системи і розробити відповідні заходи для захисту конструкцій.

***Ключові слова:** залізобетонні елементи, силові, деформаційні та високотемпературні впливи, напружено-деформований стан, несуча здатність, заходи захисту.*

В работе изложена методика расчета железобетонных конструкций при совместном действии силовых, деформационных и высокотемпературных воздействий. Предложенная методика позволяет определить возможный сценарий изменения напряженно-деформированного состояния и исчерпания несущей способности. Прогноз исчерпания несущей способности позволит определить слабые элементы системы и разработать соответствующие мероприятия для защиты конструкций.

***Ключевые слова:** железобетонные элементы, силовые, деформационные и высокотемпературные воздействия, напряженно-деформированное состояние, несущая способность, меры защиты.*

Постановка проблеми. Визначення напружено-деформованого стану залізобетонних конструкцій на всіх стадіях навантаження при комбінаціях силових і високотемпературних впливів залишається складним завданням, загальне рішення якого відсутнє. При вирішенні цього завдання необхідно зважати на специфіку деформації всіх елементів згинаємої системи (грунтової основи, фундаментів або колон, пластинчастих елементів перекриттів тощо), а також взаємний вплив.

До чинників, що визначають поведінку будівельних конструкцій в умовах пожежі, відносять [1]:

- ступінь навантаження конструкцій та окремих елементів;
- вигляд і кількість пожежного навантаження, що визначає температурний режим, а також теплоту пожежі;
- теплове навантаження на конструкцію;
- теплофізичні та фізико-механічні характеристики матеріалів, з яких виконані будівельні конструкції;
- умови нагріву та способи з'єднання конструкцій.

Згідно ДСТУ Б В.1.1–4–98* [2], фактичні межі вогнестійкості будівельних конструкцій визначаються при дії нормативних навантажень (приймаються характеристичні значення величин навантажень згідно ДБН В.1.2-2:2006 [3]). Значення характеристичних навантажень встановлюються залежно від призначення конструкцій і умов експлуатації.

У відповідності з ДБН В.1.2-2:2006 [3] розрізняють навантаження постійні та тимчасові. Тимчасові навантаження підрозділяються на тривалі, короткочасні й особливі.

Постійними називаються такі навантаження, які діють на будівельну конструкцію постійно. До таких навантажень відносяться власна вага конструкцій, тиск ґрунту, дія попереднього напруження конструкцій тощо.

Тривалими називаються такі навантаження, що діють на конструкцію тривалий час. До таких навантажень відносять масу технологічного устаткування, тиск рідин і газів в резервуарах і трубопроводах, масу складованих вантажів тощо.

Короткочасними називають навантаження, що діють нетривалий час. До таких навантажень відносяться вага людей, рухоме підйомно-транспортне устаткування, сніг, вітер (при пожежі не враховується), вага матеріалів, використовуваних при монтажних, ремонтних і реконструктивних роботах тощо.

Особливі навантаження – це навантаження, які можуть з'явитися у виняткових випадках, а саме:

- при сейсмічній і вибуховій дії;
- аварійних порушеннях технологічного процесу;
- різких просіданнях ґрунтів.

Класифікація цих навантажень, що використовується в ДБН В.1.2-2:2006 [3], дозволяє віднести випадок пожежі до особливих впливів. У відповідності з цим, для оцінки вогнестійкості будівельних конструкцій використовуються постійні та тривалі навантаження.

Постановка задачі та її розв'язання. Мета досліджень полягає в розробці взаємозв'язаних заходів щодо визначення напружено-деформованого стану та несучої здатності залізобетонних конструкцій

при спільній дії силових, деформаційних та високотемпературних впливів з подальшим використанням отриманих даних для обґрунтування можливості продовження терміну експлуатації або необхідності ремонту (заміни) конструкцій.

Виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів. Межею вогнестійкості будівельних конструкцій називають показник вогнестійкості конструкцій, який визначається часом від початку вогневого випробування за стандартним температурним режимом до настання одного з нормованих для даної конструкції граничних станів з вогнестійкості [2]. Межа вогнестійкості знижується зі збільшенням навантажень, що діють на конструкції.

Залежно від виду та умов з'єднання конструкцій, схеми завантаження та невивідного поєднання чинних зусиль в перетинах елементів та вузлах визначають максимальні значення згинальних моментів M і стискаючих зусиль N . Розрахунок внутрішніх силових чинників, що виконується за правилами опору матеріалів і будівельної механіки, називається статичним розрахунком конструкції.

Пожежне навантаження – це кількість теплоти (МДж), яка виділяється при повному згоранні всіх горючих і важкогорючих матеріалів (зокрема, що входять до складу будівельних конструкцій), які знаходяться в приміщенні або які можуть поступати в нього [3].

Пожежне навантаження визначається на основі [3]:

- проектно-конструкторської документації;
- технологічних карт;
- натурального обстеження приміщень експлуатованих будівель;
- даних щодо пожежонебезпечних властивостей речовин і матеріалів, наведених в довідниковій літературі, спеціалізованих банках даних, а також отриманих в результаті лабораторних і натурних випробувань.

Розрахункова методика будується на основі наступних передумов.

1. Для опису властивостей ґрунтової основи, що деформується, приймається модель змінного коефіцієнта жорсткості [4, 5 та ін.].

2. Для опису властивостей залізобетону приймається модель НДІБК [6, 7 та ін.], основні положення якої наступні:

- як розрахунковий приймається перетин, напружено-деформований стан якого відповідає середньому стану блоку між тріщинами, якщо такі є;
- для середніх деформацій бетону й арматури приймається гіпотеза плоских перетинів;
- зв'язок між напруженнями та деформаціями бетону й арматури приймається у вигляді діаграм (рисунок 1, 2);

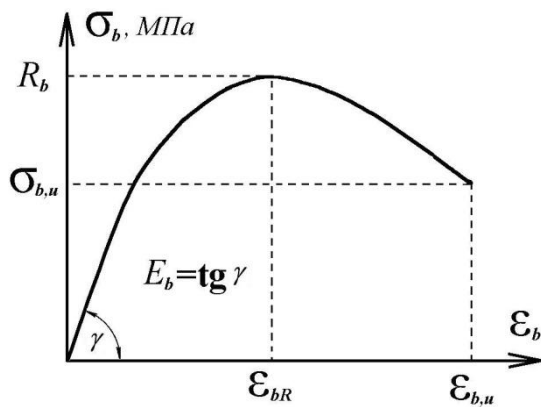


Рисунок 1 – Умовно-точна діаграма "σ - ε" бетону

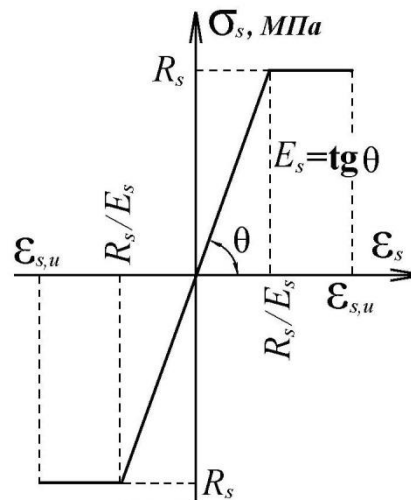


Рисунок 2 – Ідеалізована діаграма "σ - ε" арматурної сталі

- вплив тріщиноутворення на роботу залізобетону враховується шляхом множення опору $R_{b,t}$ на коефіцієнт $\varphi_{b,t} < 1$;

- вплив температурного нагріву на фізико-механічні властивості бетону враховується за допомогою системи коефіцієнтів: γ_{bT} – коефіцієнта умов роботи для призмової міцності бетону на стиск, γ_{tT} – коефіцієнта умов роботи бетону на розтяг, β_b – коефіцієнта зниження модуля пружності бетону. Емпіричні формули для коефіцієнта умов роботи бетону та коефіцієнта зниження модуля пружності бетону, якими можна користуватися в практичних розрахунках в залежності від виду бетону, наведено в монографії [9];

- напружено-деформований стан перетину залізобетонного елемента визначається за формулою:

$$V_i = M_i / \kappa_i, \quad (1)$$

де V_i , M_i , κ_i – відповідно жорсткість, згинальний момент і кривизна i -го перетину;

- вичерпання несучої здатності перетину відбувається у разі досягнення деформаціями стиснутого бетону або розтягнутої арматури своїх граничних значень $\varepsilon_{b,u}$, $\varepsilon_{s,u}$.

3. Несуча здатність системи вважається вичерпаною, якщо:

- досягнуто максимум на кривій стану (рисунок 3)

$$\frac{dq_l}{df} = 0, \quad (2)$$

де q_l – модуль вектора силового впливу; f – деяке характерне переміщення конструкції;

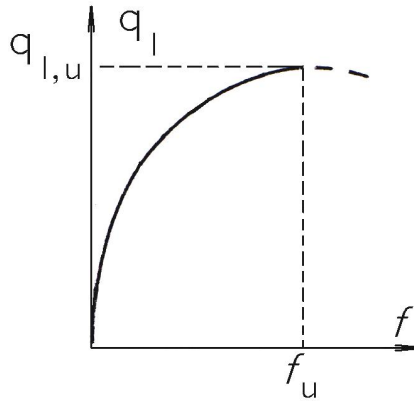


Рисунок 3 – Діаграма стану системи

- зруйновано хоч би один перетин будь-якого елемента;
- ширина розкриття тріщин перевищила допустимі з умов експлуатації значення.

4. Вплив поверхневих руйнувань бетону внаслідок агресивних дій навколишнього середовища, корозійного зносу арматури та високотемпературних впливів враховується шляхом завдання реальних розмірів перетинів елементів і зниження міцності бетону. Міцність бетону елементів, що знаходяться в експлуатації в умовах агресивного середовища або після пожежі, визначається методами неруйнівного контролю або шляхом вилучення проб.

Відповідно до прийнятих передумов, напружено-деформований стан перетину описується системою рівнянь [7]:

$$F(\kappa, \varepsilon_0) - N = 0; \quad (3)$$

$$\Phi(\kappa, \varepsilon_0) - M = 0, \quad (4)$$

де $\kappa = 1/R$ – кривизна вигнутої осі в перетині (R – радіус кривизни перетину); ε_0 – деформації в перетині на рівні центру тяжкості його бетонної частини.

При оцінці напружено-деформованого стану [7] розглядалася можливість існування двох форм рівноваги:

– весь перетин стиснутий або частина його розтягнута, причому деформації розтягування ε_{bt} не перевищують величини $\varepsilon_{bt,R} = R_{bt} / E_b$;

– перетин має стиснуту і розтягнуту зони при $\varepsilon_{bt} > \varepsilon_{bt,R}$.

Функції $F(\kappa, \varepsilon_0)$, $\Phi(\kappa, \varepsilon_0)$, приведені в рівняннях (3) і (4), для різних форм рівноваги мають різний вигляд [7] і залежать від характеристик міцності та деформативності бетону й арматури.

Знаючи параметри напружено-деформованого стану бетону й арматури, можна визначити напружено-деформований стан розрахункового перетину залізобетонного елемента на всіх стадіях навантаження. Це дозволить отримати залежності "зусилля–деформація" і "момент–кривизна" та на їхній основі залежності "деформація–модуль пружності". При цьому необхідно враховувати, що характеристики міцності бетону й арматури залежать як від тривалості дії силового навантаження, так і від можливої дії високої температури під час пожежі. Таким чином, при розрахунках необхідна побудова багатьох вищезазначених залежностей для різних умов експлуатації конструкцій.

Для визначення розрахункового пожежного навантаження розробляється сценарій розвитку можливої пожежі. При цьому необхідно врахувати розвиток площі горіння залежно від місця виникнення загорання, а також вигляду та місця розташування горючих і важкогорючих речовин і матеріалів, їхню швидкість і повноту згорання залежно від умов природної або вимушеної вентиляції, дію на динаміку пожежі систем пожежогасіння. Розрахункове пожежне навантаження визначається на основі критеріїв пожежної безпеки, встановлених ДБН В.1.1–7–2002 [8], для найбільш несприятливого з погляду цих критеріїв сценарію розвитку пожежі.

Напружено-деформований стан системи, яка складається із залізобетонних стрижньових конструкцій (в подальшому – системи), за умов спільної дії силових, деформаційних та високотемпературних впливів, а також агресивного середовища, можна визначити різними методами будівельної механіки. Залежності між прогинами та кривизнами перетинів з достатньою для практичних розрахунків точністю можна визначити за допомогою методу початкових параметрів [10]. Розрахунок системи в цілому можна виконати із застосуванням обчислювальних комплексів типу ЛПА, які засновано на методі скінченних елементів.

Розрахунки системи виконуються, послідовно уточнюючи характеристики перетинів залізобетонних елементів на основі попередньо отриманих залежностей, і елементів що моделюють ґрунтову основу.

Якщо існуюча система за результатами обстежень і розрахунків знаходиться на межі руйнування, необхідно розробити заходи щодо за-

безпечення її тривалої та безпечної експлуатації. Підсилення конструкції можна виконати одним із способів:

- введенням додаткових елементів, які розвантажують існуючі елементи системи;

- підсиленням бетоном або залізобетоном (з можливим введенням і металевих елементів).

Прийняття будь-якого з цих способів підсилення конструкцій залишається за технологами.

Методика розрахунку системи використовувалась при перевірочних розрахунках багатопустотних панелей перекриттів, що отримали пошкодження в результаті пожежі. В ході робіт було встановлено, що конструкції отримали небезпечні пошкодження: руйнування поверхневих шарів бетону на глибину до 50 мм, тріщини, відколи бетону, руйнування по похилих і нормальних перетинах, порушення зчеплення арматури та бетону. Залишкові прогини панелей склали 40...85 мм. Аналіз технічного стану та перевірочні розрахунки конструкцій дозволили зробити висновки про аварійний стан панелей і розробити заходи щодо забезпечення їхньої тривалої та безпечної експлуатації, включаючи проект підсилення конструкцій панелей і прилеглих конструкцій стін і перегородок.

Висновки:

1. Запропоновано методику деформаційного розрахунку залізобетонних елементів з урахуванням властивостей залізобетону, ґрунтів основи і можливості їхньої деградації. Розглядається можливість врахування зміни параметрів елементів і фізико-механічних властивостей матеріалів, в т.ч. і при високотемпературних впливах.

2. Методика розрахунку розповсюджується на залізобетонні стрижньові елементи. Визначено критерії вичерпання несучої здатності.

3. Результатами розрахунків за даною методикою можуть бути не тільки визначення НДС, але й прогноз поведінки конструкції в часі й оцінка залишкового ресурсу, тобто сумарного напрацювання елемента від моменту контролю його технічного стану до переходу в граничний стан. Прогноз вичерпання несучої здатності дозволить визначити слабкі елементи системи та розробити відповідні заходи захисту конструкцій.

Бібліографічний список

1. Мосалков И.Л. *Огнестойкость строительных конструкций* / И.Л. Мосалков, Г.Ф. Плюснина, А.Ю. Фролов / – М.: Спецтехника, 2001. – 484 с.

2. ДСТУ Б В.1.1-4-98*. *Захист від пожежі. Будівельні конструкції. Методи випробувань на вогнестійкість. Загальні вимоги.* – К.: Держбуд України, 2005. – 18 с.

3. ДБН В.1.2-2:2006. *Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Навантаження і впливи. Норми проектування.* – К.: Мінбуд України, 2006. – 60 с.

4. ДБН В.1.1-5-2000. *Здания и сооружения на подрабатываемых территориях и просадочных грунтах. Часть 1. Здания и сооружения на подрабатываемых территориях. Государственный комитет строительства, архитектуры и жилищной политики Украины.* – К.: Держбуд України, 2000. – 63 с.

5. ДБН В.1.1-5-2000. *Здания и сооружения на подрабатываемых территориях и просадочных грунтах. Часть 2. Здания и сооружения на просадочных грунтах. Государственный комитет строительства, архитектуры и жилищной политики Украины.* – К.: Держбуд України, 2000. – 87 с.

6. *Методические рекомендации по определению жесткости железобетонных элементов.* – К.: НИИСК Госстроя СССР, 1987. – 42 с.

7. *Методические рекомендации по уточненному расчету железобетонных элементов с учетом полной диаграммы сжатия бетона.* – К.: НИИСК Госстроя СССР, 1987. – 24 с.

8. ДБН В.1.1-7-2002. *Захист від пожежі. Пожежна безпека об'єктів будівництва.* – К.: Держбуд України, 2003. – 41 с.

9. Псюк В.В. *Несущая способность стержневых элементов при наличии ниспадающего участка диаграммы «момент – кривизна»* / В.В. Псюк, Л.Н. Филатова, А.И. Голоднов / Буд. Конструкції. Міжвідом. наук.-техн. зб. Вип. 74. Книга 1. – К.: НДІБК, 2011. – С. 301-308.

10. Милованов А.Ф. *Стойкость железобетонных конструкций при пожаре* / А.Ф. Милованов. – М.: Стройиздат, 1988. – 304 с.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Должиковим П.М.

*к.т.н. Белевцова Н.Л.
(ГЭТУТ, г. Киев, Украина)*

ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОБОЛОЧЕК ПРИ НЕОСЕССИМЕТРИЧНОЙ НАГРУЗКЕ С УЧЕТОМ ИСТОРИИ НАГРУЖЕНИЯ

Розглядається пружно-пластичний напружений стан оболонок обертання (конічна оболонка), що знаходяться під дією неосесиметричних поверхневих сил і нерівномірного нагріву.

***Ключові слова:** конічна оболонка, термопружно-пластичний стан, неосесиметричне навантаження, історія навантаження.*

Рассматривается упруго-пластическое напряженное состояние оболочек вращения (коническая оболочка), находящихся под действием неосесимметричных поверхностных сил и неравномерного нагрева.

***Ключевые слова:** коническая оболочка, термоупруго-пластическое состояние, неосесимметричное нагружение, история нагружения.*

Настоящая работа является продолжением работ [1, 2]. В ней исследуется напряженное состояние оболочек вращения (на примере конической оболочки), находящихся под действием неосесимметричных поверхностных сил и неравномерного нагрева. Задача решается в геометрически линейной постановке на основе теории тонких оболочек В. В. Новожилова и гипотез Кирхгоффа-Лява [3]. В качестве теории используется теория простых процессов нагружения с учетом истории их протекания [4, 5]. Физические соотношения линеаризуются методом последовательных приближений в форме переменных параметров упругости [6]. Механические характеристики материала зависят от температуры, деформации ползучести не учитываются.

Цель работы. Исследование упруго-пластического напряженного состояния оболочек при неосесимметричной нагрузке с учетом истории нагружения

Разрешающая система уравнений для такого класса задач, полученная в [1], имеет вид:

$$\frac{\partial \bar{N}}{\partial S} = \Phi \left(\bar{N}; \frac{\partial \bar{N}}{\partial \theta}; \frac{\partial^2 \bar{N}}{\partial \theta^2}; \frac{\partial^3 \bar{N}}{\partial \theta^3}; \frac{\partial^4 \bar{N}}{\partial \theta^4} \right), \quad (1)$$

где \bar{N} - вектор разрешающих функций $N \{N_r; N_z; \hat{S}; M_S; U_r; U_z; v; v_S\}$;

$N_r; N_z$ - проекции усилий на радиальное и осевое направления;

\hat{S} - приведенное сдвигающее усилие;

$U_r; U_z; v$ - компоненты тензора перемещений срединной поверхности оболочки;

v_S - угол поворота нормали срединной поверхности оболочки в плоскости $\theta = \text{const}$.

История нагружения учитывается членами, входящими в (1):

$$\begin{aligned} N_S^o &= \int_{-h/2}^{h/2} \frac{2G^*}{1-\nu^*} (\varepsilon_S^{1p} + \nu^* \varepsilon_\theta^{1p}) d\xi; \\ M_S^o &= \int_{-h/2}^{h/2} \frac{2G^*}{1-\nu^*} (\varepsilon_S^{1p} + \nu^* \varepsilon_\theta^{1p}) \xi d\xi; \\ S^0 &= \int_{-h/2}^{h/2} G^* \varepsilon_{S\theta}^{1p} d\xi; \quad H^0 = \int_{-h/2}^{h/2} G^* \xi \varepsilon_{S\theta}^{1p} d\xi; (S; \theta), \end{aligned} \quad (2)$$

где $G^*; \nu^*$ - переменные параметры упругости, которые определяются из предыдущего приближения [6];

$\varepsilon_S^{1p}; \varepsilon_\theta^{1p}; \varepsilon_{S\theta}^{1p}$ - пластические составляющие компонент тензора деформаций в момент начала разгрузки, которые определяются зависимостями:

$$\varepsilon_S^{1p} = (\psi - 1/2G) (\sigma_S - \sigma_o); \quad \varepsilon_\theta^{1p} = (\psi - 1/2G) \sigma_{S\theta}, \quad (3)$$

где $\sigma_S; \sigma_\theta; \sigma_{S\theta}$ - компоненты тензора напряжений; $\sigma_{\hat{i}}$ - среднее нормальное напряжение;

ψ - функция пластичности; символ $(S; \theta)$ означает перестановку индексов.

Численно задачу решаем методом Рунга-Кутты с дискретной ортогонализацией по С. К. Годунову [7].

Исследуем напряженное состояние оболочки вращения постоянной толщины при неосесимметричных простых неизотермических процессах нагружения с учетом истории их протекания. Для этого рассмот-

рим термоупруго-пластическое напряженное состояние конической оболочки с геометрией $R=20,2$ см; $h=2$ см; $L=40$ см; $\varphi = 20^\circ$ (рисунок 1). Оболочка находится в условиях конвективного теплообмена. Температура среды, омывающая оболочку, подчиняется неосесимметричному закону распределения:

$$\begin{aligned} \theta_1 &= 20^\circ \tilde{N}; \quad \theta_3 = [500 - 480a^{-tc}]^\circ \tilde{N}; \\ \theta_2 &= [(600 - 580a^{-1,5tc})(1 + 0,25\cos\theta)]^\circ \tilde{N}, \end{aligned} \quad (4)$$

где θ_1 , θ_2 и θ_3 - температуры на наружной, внутренней поверхностях оболочки и ее правого торца соответственно, левый торец оболочки теплоизолированный.

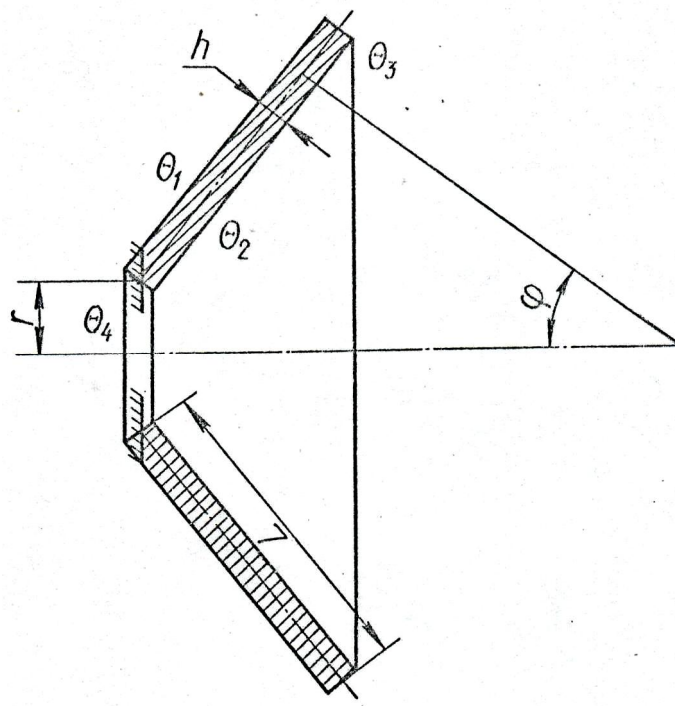


Рисунок 1 – Коническая оболочка постоянной толщины

Теплофизические характеристики материала исследуемой конической оболочки приведены в [2].

Температурное поле для оболочки получено при решении задачи теплопроводности при следующем разбиении: $K_s = 41$, $K_\theta = 19$, $(0 \leq \theta \leq \pi)$, $K_z = 5$. По толщине оболочки температура аппроксимирована полиномом пятой степени. Так как температурное

поле представлено двумя гармониками по косинусам, то в силу линейности задачи в решении удерживалось два члена ряда.

Изменение температурного поля по толщине оболочки с течением времени для сечений $\theta=0$, $\theta=\pi/2$, $\theta=\pi$ и значения меридиональной координаты $S=0$, $S=40$ см показано на рисунке 2. Оболочка выполнена из стали ЭИ-395. Слева оболочка жестко закреплена, а справа имеет свободный край.

Граничные условия выражаются через основные функции. Для оценки точности определения напряженно-деформированного состояния конической оболочки расчет ее проводился при следующих вариантах разбиения:

$$1 - K_s = 41, K_\theta = 19, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5;$$

$$2 - K_s = 81, K_\theta = 19, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5;$$

$$3 - K_s = 41, K_\theta = 37, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 5;$$

$$4 - K_s = 41, K_\theta = 15, (0 \leq \theta \leq \pi), K_z = 7.$$

Искомые функции при первом варианте разбиения представлялись первыми двумя, тремя и четырьмя гармониками по косинусам. Результаты вычислений показали, что учет третьей гармоники уточняет результаты не более 1%, а учет первых четырех гармоник - не более 1,5% по сравнению с результатами при представлении искомых функций двумя первыми гармониками. Различие результатов по напряжениям второго варианта разбиения не превышает 1,8%, третьего - не более 1,5% и четвертого - не больше 2% по сравнению с первым вариантом разбиения. Поэтому расчет проводился по первому варианту разбиения, и искомое решение представлялось двумя первыми гармониками по косинусам.

Расчет оболочки проводился поэтапно. Этапы нагружения до 1 секунды брались с шагом 0,0625 секунд, а в интервале от 1 до 10 секунд - с шагом 1 секунда. Наибольшее напряженное состояние в оболочке возникает в начальные моменты времени, поэтому исследование упругопластического состояния проводится в течение первых 10 секунд.

Зоны пластичности оболочки приведены в [1]. Первые пластические деформации возникают на 0,625 секунде вблизи заделки при $S=0$ на внутренней поверхности оболочки и распространяются по этой поверхности вдоль меридиональной координаты S . Вторая и третья зоны пластичности возникают на 5 секунде на наружной поверхности оболочки при значениях меридиональной координаты $S=32-36$ см и $S=8-12$ см соответственно в сечении $\theta=0$. С течением времени первая и третья зоны пластичности, сливаются в одну.

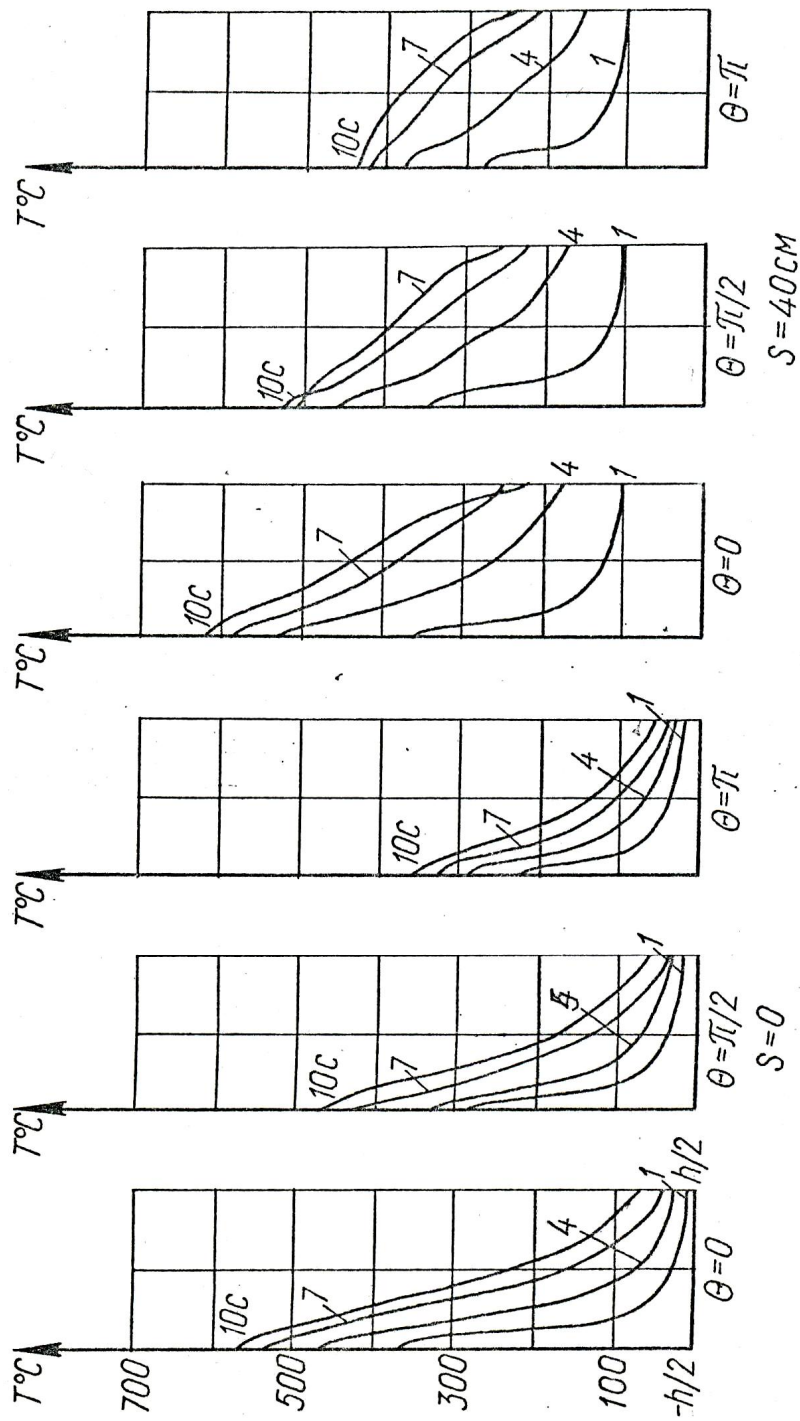


Рисунок 2 – Изменение температуры по толщине оболочке с течением времени

Разгрузка впервые возникает в области свободного края оболочки на внутренней поверхности и распространяется по этой поверхности вдоль меридиана.

На рисунке 3 для момента времени 10 секунд штриховой линией показаны напряжения, найденные без учета истории нагружения, а сплошными линиями (кривые 1, 2, 3) - с учетом истории протекания процесса. Из рисунка видно, что учет истории нагружения уменьшает расчетные напряжения для точек внутренней поверхности оболочки: меридиональные (кривая 1) – не более чем в 1,17 раза, а окружные (кривая 2) - не более чем в 1,7 раза. Касательные напряжения для точек внутренней поверхности оболочки (кривая 3), рассчитанные с учетом истории нагружения, уменьшаются до 47 % по сравнению с такими же напряжениями, полученными без учета истории.

Сравним напряжения на наружной и внутренней поверхностях оболочки (рисунки 3, 4): меридиональные напряжения σ_s - в зоне максимальных значений при $\theta=\pi$; окружные напряжения σ_θ - в сечении $\theta=0$ и касательные напряжения $\sigma_{s\theta}$ - в сечении $\theta=\pi/2$. Меридиональные напряжения σ_s у левого края оболочки в жестком защемлении на наружной поверхности оболочки по абсолютной величине больше, аналогичных напряжений на внешней поверхности, на 8 %, значение напряжения σ_s в области максимальных значений - больше на 26 %. У правого свободного края значение напряжения σ_s одного знака и на наружной поверхности больше на 23 % от напряжений на внутренней поверхности.

Окружные напряжения σ_θ у левого жестко защемленного края на внутренней поверхности оболочки до 10 раз превышают напряжения на внешней ее поверхности. Вблизи свободного края справа напряжения σ_θ на внешней поверхности превышают аналогичные напряжения на внутренней поверхности по абсолютной величине уже в 2,5 раза.

Максимальные касательные напряжения $\sigma_{s\theta}$ в жестком защемлении оболочки слева на внешней поверхности превышают аналогичные напряжения на внутренней поверхности в 3,3 раза.

Учет истории нагружения уменьшает расчетные напряжения для наружной поверхности оболочки: меридиональные σ_s (кривая 1) и окружные (кривая 2) уменьшаются до 5 %; касательные напряжения $\sigma_{s\theta}$ уменьшаются до 20 %.

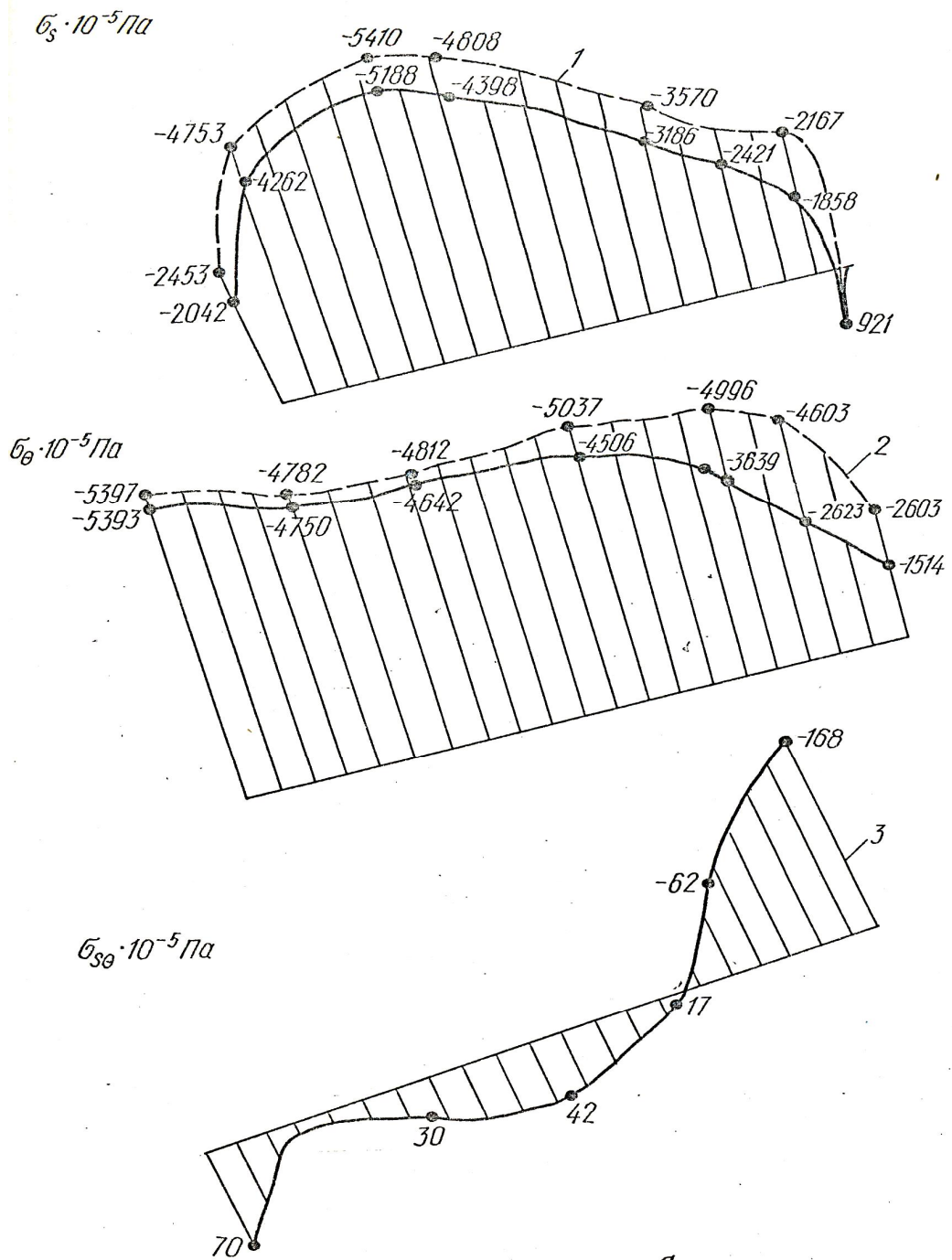


Рисунок 3 – Эпюры напряжений вдоль координаты S:
 1 – σ_s , при $\theta = \pi$, $\xi = -h/2$;
 2 – σ_θ , при $\theta = 0$, $\xi = -h/2$;
 3 – $\sigma_{s\theta}$, при $\theta = \pi/2$, $\xi = -h/2$.

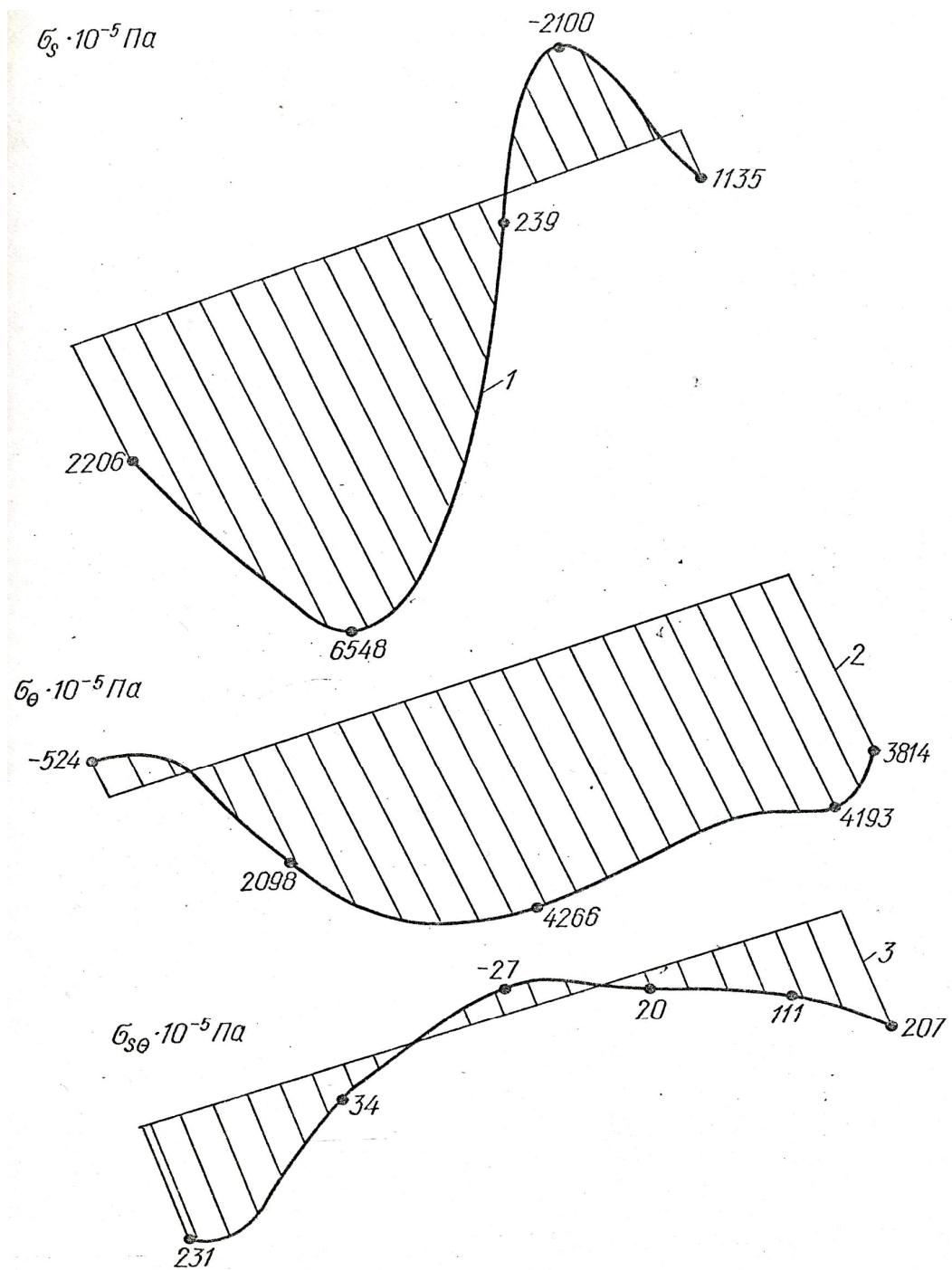


Рисунок 4 – Эпюры напряжений вдоль координаты S:

- 1 – σ_s , при $\theta = \pi$, $\xi = h/2$;
- 2 – σ_θ , при $\theta = 0$, $\xi = h/2$;
- 3 – $\sigma_{s\theta}$, при $\theta = \pi/2$, $\xi = h/2$

Выводы. Таким образом, учет истории нагружения является необходимым, так как сильно влияет на напряженное состояние конической оболочки, уменьшая напряжения от 5 % до 47 %.

Библиографический список

1. Белевцова Н.Л. Термоупруго-пластическое напряженное состояние оболочек вращения при неосесимметричной нагрузке с учетом истории нагружения / Н.Л. Белевцова // Прикладная механика, 1982. – №18. – С. 117-120.

2. Белевцова Н.Л. Неосесимметричный пружно-пластичний напружений стан конічної оболонки з урахуванням історії навантаження/ Н.Л. Белевцова // Зб. наук. пр. КУЕТТ: Транспортні системи і технології, 2005. – Випуск 8. – С. 18-21.

3. Новожилов В.В. Теория тонких оболочек / В.В. Новожилов. – Л.: Судпромгиз, 1962. - 432 с.

Ильюшин А. А. Пластичность / А.А. Ильюшин. – М.: Гостехиздат, 1948. – 376 с.

5. Шевченко Ю.Н. Методы расчета оболочек: в 5 т. / Ю.Н. Шевченко, И.В. Прохоренко. – Киев: Наукова думка, 1981. - т.3: Теория упруго-пластических оболочек при неизотермических процессах нагружения, 1981. – 296 с.

6. Некоторые общие методы решения задач теории пластичности / И.И. Биргер // Прикладная математика и механика, 1951. – № 6. – С.765-770.

7. Годунов С.К. О численном решении задач/ С.К. Годунов // Успехи математических наук, 1961. – № 3. – С. 171-174.

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

к.т.н. **Иванов А.П.**,
Кирыязева Л.П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛЕЙ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРОКАТНЫХ ДВУТАВРАХ

У роботі запропоновано методика експериментально-аналітичного визначення залишкових напружень у прокатних профілях. Наведено результати натурного та чисельного експериментів, які добре узгоджуються.

Ключові слова: методика, визначення, залишкові напруження, натурний експеримент, чисельний експеримент.

В работе предложена методика экспериментально-аналитического определения остаточных напряжений в прокатных профилях. Приведены хорошо согласующиеся результаты натурного и численного экспериментов.

Ключевые слова: методика, определение, остаточные напряжения, натурный эксперимент, численный эксперимент.

Постановка проблемы. Многочисленные эксперименты свидетельствуют о наличии значительных остаточных напряжений в прокатных профилях. Знание этих напряжений позволило бы создавать более надежные, а возможно, и более экономичные проекты конструкций. Поэтому проблема определения остаточных напряжений привлекала и привлекает внимание многих исследователей. Методики экспериментального определения остаточных напряжений и некоторые результаты описаны в работах [1,2].

Одна из наиболее часто используемых методик – определение напряжений с помощью тензорезисторов. Суть ее заключается в следующем: в окрестности места, где определяются остаточные напряжения, наклеиваются тензорезисторы, затем деталь распиливается в непосредственной близости от наклеенных тензорезисторов. По изменению сопротивления тензорезисторов судят об остаточных деформациях и напряжениях в исследуемой детали.

Практическая новизна Следует заметить, что по найденным в месте наклейки датчиков напряжениям нельзя судить о поле напряже-

ний во всей детали и, кроме того, измеренные напряжения не есть остаточные напряжения. Это изменение поля напряжений. На величину измеренных напряжений изменились остаточные напряжения.

В данной работе предлагается методика определения полей остаточных напряжений в прокатных двутаврах экспериментально-аналитическим методом.

Цель работы. Разработка методики определения полей остаточных напряжений в прокатных профилях и экспериментальная проверка этой методики.

Изложение основного материала

1. Методика определения остаточных напряжений в прокатном профиле.

— В образце, имеющем остаточные напряжения, делается разрез.

— Измеряются взаимные перемещения точек, принадлежащих различным берегам разреза.

— В математической модели образца с разрезом определяются напряжения от заданного перемещения узлов – измеренного в эксперименте расхождения берегов разреза. Найденные в модели напряжения – искомые *остаточные напряжения*.

2. Описание эксперимента

Экспериментальные исследования были выполнены на двух одинаковых образцах, изготовленных из двутавра 35Ш2, ГОСТ 26020-83.

Длина образца $L=1400$ мм, толщина стенки равна 11мм, толщина полки – 14мм, ширина полки – 350мм.

На образце №1 тензорезисторы не наклеивались. Ставилась цель установить сам факт наличия остаточных напряжений. В двутавре был сделан продольный разрез посередине высоты стенки. Остаточные напряжения оказались столь значительными, что концы берегов разреза при длине щели 1350мм разошлись в плоскости стенки на 20мм.

Общий вид образца №2, подготовленного к эксперименту, показан на рисунке 1. На этом образце тензорезисторы были наклеены на стенке и на полках.

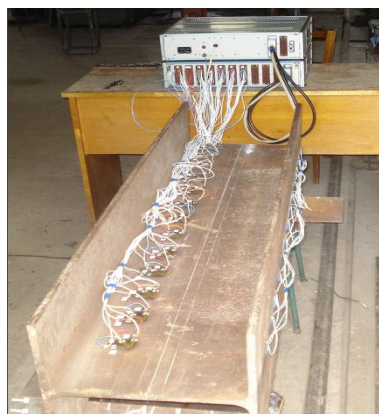


Рисунок 1 - Общий вид образца №2

Разрез в образце №2 был сделан, как и в образце №1, посередине высоты стенки. На этом образце тензорезисторы были наклеены на стенке и на полках.

Разрез общей длиной 1050мм был сделан за четыре приема (300мм + 300мм + 300мм + 150мм). На каждом этапе регистрировались расхождение берегов реза и показания тензорезисторов. По показаниям тензорезисторов определялось изменение остаточных напряжений в процессе разрезания образца.

3. Численное определение остаточных напряжений в образце.

Исследование напряженно-деформированного состояния образца выполнено методом конечных элементов с помощью ВК "Лири 9.4" (НИИАСС, г. Киев).

Задача определения остаточных напряжений в двутавре сведена к исследованию напряженно-деформированного состояния двутавра с разрезом.

Для определения остаточных напряжений была построена, конечно-элементная, модель (рисунок 2), в которой использованы объемные элементы, т.е. решалась трехмерная задача теории упругости. В качестве нагрузки в конечно-элементной модели взяты экспериментально найденные перемещения узлов, находящихся на берегах разреза.

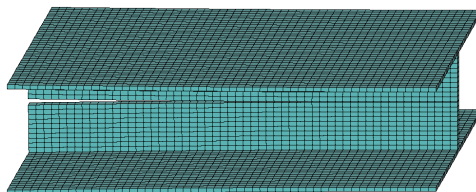


Рисунок 2 - Конечно-элементная модель экспериментального образца

При использовании традиционных конечно-элементных моделей в результате расчета получается информация о напряженном состоянии в центре тяжести элемента, поэтому для того, чтобы определить напряжения на границе, необходимо значительное сгущение сетки узлов у границы. Но и в этом случае мы получаем значение напряжений в точке, близко расположенной к границе, а не на границе. Чтобы избежать этого недостатка, для определения напряжений на наружных поверхностях объемных моделей был использован подход, предложенный в работе [3].

Суть этого подхода заключается в следующем. В том месте, где необходимо определить напряжения, например, на наружной поверхности объемного элемента либо на границе плоского элемента, "наклеива-

ем" плоские либо линейные конечные элементы, жесткость которых пренебрежимо мала по сравнению с жесткостями остальных элементов.

Технически эта работа очень напоминает ту, которую приходится делать при экспериментальном определении напряжений с помощью датчиков сопротивления. В том месте, где экспериментально определяются напряжения, наклеиваются тензорезисторы, по изменению сопротивления которых при нагружении вычисляются напряжения.

В нашем случае в роли тензодатчиков выступают стержневые и плоские конечные элементы – конечно-элементные датчики. Стержневые элементы исполняют роль линейных датчиков сопротивления, а плоские – роль розеток.

На рисунке 3 и в таблице 1 сравниваются полученные в эксперименте и численно значения изменения нормальных напряжений на наружной поверхности полки после выполнения продольного разреза стенки двутавра.



Рисунок 3 – Сравнение экспериментальных и теоретических значений изменения нормальных напряжений на наружной поверхности полки

На рисунке 4 показаны изополя и изолинии остаточных нормальных напряжений в поперечных сечениях балки, найденные с помощью математической модели.

Таблица 1 - Значения изменения нормальных напряжений на наружной поверхности полок двутавра

№ датчика	Расстояние от торца балки до датчика X , мм	σ_z эксп, МПа	σ_z теор, МПа
0	150	44.1	38.7
1	250	47.5	54.2
2	350	60.9	59.4
3	450	59.2	58.8
4	550	64.0	57.2
5	650	56.1	56.6
6	750	58.0	58.8
7	850	63.8	71.2
8	950	70.0	90.0
9	1050	75.0	96.0
10	1150	51.2	49.1

Изополя и изолинии нормальных напряжений в поперечных сечениях балки σ_z , МПа

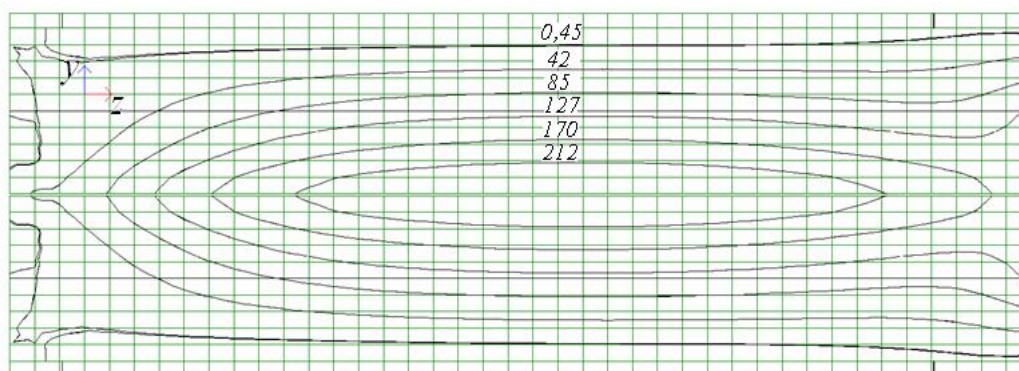


Рисунок 4 – Изополя и изолинии остаточных нормальных напряжений в поперечных сечениях стенки двутавра

Выводы.

Хорошее совпадение экспериментальных и теоретических результатов позволяет сделать следующие выводы:

1. Предлагаемая методика применима для определения остаточных напряжений в прокатных профилях.

2. Уровень остаточных напряжений в прокате соизмерим с расчетным сопротивлением материала, что делает необходимым определять эти напряжения и учитывать их с целью создания надежных, а возможно, и более экономичных конструкций.

Библиографический список

1. Подзей А.В. *Технические остаточные напряжения* / А.В. Подзей А.Н. Сулима, М.И. Евстигнеев/ - М.: Машиностроение, 1973. – 216 с.

2. Скороходов А.Н. *Остаточные напряжения в профилях и способы их снижения*/ А.Н.Скороходов, Е.Г.Зудов, А.А.Киричков/ - М.: Металлургия, 1985. - 216 с.

3. Кирьязева Л.П. *Пути совершенствования конечно-элементных моделей в методе конечных элементов в форме метода перемещений. //Сборник научных трудов: Спецвыпуск: Информационные технологии в научных исследованиях и в учебном процессе (международ. научн.-практ. конф., Луганск-Алчевск, 21-24 ноября 2005 г.). - Алчевск: ДонГТУ, 2005. - С. 84-94.*

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

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.
РАДИОТЕХНИКА**

*д.т.н. Лущик В.Д.,
Полезін С.Ю.
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна),
Антипко Г.С.
(ПАТ СЗТВ, Стаханов, Україна)*

ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕДЧАСНОГО ВИХОДУ З ЛАДУ ОБМОТОК ДВОПОЛЮСНИХ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ СЕРЕДНЬОЇ ПОТУЖНОСТІ

Встановлені причини передчасного згорання обмоток двополюсних асинхронних двигунів середньої потужності після першого ремонту обмоток. Надані рекомендації по підвищенню їх надійності.

***Ключові слова:** асинхронний двополюсний двигун, обмотка, ремонт, надійність.*

Определены причины преждевременного выхода из строя обмоток двухполюсных асинхронных двигателей средней мощности после первого ремонта обмоток. Даны рекомендации по повышению их надежности.

***Ключевые слова:** асинхронный двухполюсный двигатель, обмотка, ремонт, надежность.*

Вступ. Асинхронні двигуни загального призначення середньої потужності напругою до 1000 В становлять по кількості 90% всіх електродвигунів, що знаходяться в експлуатації. Середній строк служби асинхронних двигунів складає 5 років (20000 год.). Згідно статистики, на долю обмоток припадає 90% відмов, решта 10% – на підшипники. Надійність обмоток у вирішальній мірі визначається ізоляцією обмоток. Руйнація ізоляції виникає в основному в результаті нагрівання.

Актуальність проблеми. Спостереження показують, що двополюсні двигуни АО2-42 – АО2-92 потужністю 7,5 – 100 кВт, А2-71 – А2-92 потужністю 30 – 125 кВт, двигуни ВАО 81, 82 потужністю 40 – 55 кВт, а також двигуни серії 4А180 – 4А250 потужністю 22 – 90 кВт, фази статорних обмоток яких виконують із двох паралельних гілок, після першого ремонту в подальшому мають набагато більшу частоту інтенсивності раптових відмов. У майже всіх випадках вихід із ладу двигунів був спричинений міжвитковими замиканнями в котушках, що знаходяться по вертикалі внизу або вгорі статора.

Мета роботи – встановити причину збільшення інтенсивності відмов двигунів після першого ремонту обмоток і дати рекомендації щодо підвищення надійності роботи асинхронних двигунів.

Матеріал і результати досліджень. Досліджувався двигун Ново-Каховського заводу АИММ250L потужністю 90 кВт, який є аналогом двигуна єдиної серії 4А250М2У3. Двигун АИММ250L має внутрішній діаметр статора $D_{i1}=232$ мм, довжину пакета статора $l_{\delta}=272$ мм, $\eta=92\%$, $\cos\varphi_1=0,9$; напругу $U=380/660$ В, фазний струм $I_{\phi}=95,34$ А. Обмотка двошарова петльова рівносекційна, провід $d_{зол}=1,6$ мм в 5 паралельних проводів, число витків котушки $w_k=7$, крок котушок $y=13$, число паралельних гілок $a=2$, число витків фази $w_{\phi}=2pq\frac{w_e}{a}=2\cdot 8\cdot\frac{7}{2}=56$.

До цього двигуна була прикута увага, тому що після першого ремонту обмотки статора менш як за місяць двигун вийшов з ладу, після повторного ремонту двигуна знову (ще за більш короткий строк) згоріла обмотка, незважаючи на те, що режим роботи був під контролем, вимірювались лінійні струми, які споживав двигун, ці струми були симетричні і не перевищували номінальні значення. Була висунута гіпотеза, що нагрівання котушок, що лежать у вертикальній площині статора, пов'язане з можливим ексцентриситетом ротора відносно статора, який завжди виникає у двигунів, в більшій чи меншій мірі, після тривалого періоду роботи.

На рисунку 1 показано розміщення в статорі однієї фази, позначеної АХ, що складається з двох котушкових груп, кожна з яких є паралельною гілкою. Котушкові групи заради простоти зображення показані у вигляді двох котушок і розміщені в горизонтальній площині, щоб максимальний потік, який буде їх пронизувати, був вертикально направлений. При можливому виникненні ексцентриситету повітряний зазор між статором і ротором зменшується в нижній частині.

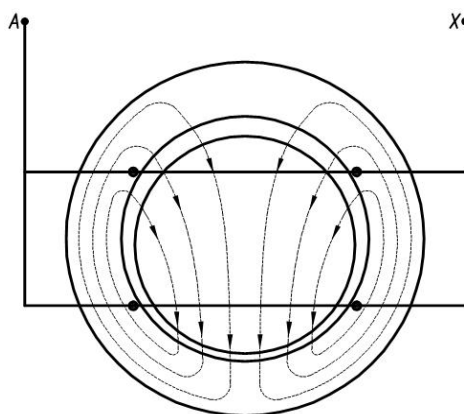


Рисунок 1 – Розміщення котушкових груп фази в статорі

Рекомендація розробників єдиної серії асинхронних двигунів 4А відносно кроку обмотки звучить так: "В двошарових обмотках двополюсних двигунів при великих значеннях числа пазів на полюс і фазу ($q>5$) із технологічних міркувань крок приймається рівним приблизно $\frac{2}{3}$ діаметрального кроку." [1], тобто скорочення повинно дорівнювати $\beta = \frac{y}{\tau} = \frac{16}{24} = 0,666$, де y – крок обмотки, τ – полюсне ділення досліджуваного двигуна, у якого число пазів статора $z_1=48$.

Насправді крок обмотки досліджуваного двигуна $y=13$ і $\beta = \frac{13}{24} = 0,54$. При такому значному скороченні котушкові групи фази знаходяться на значній відстані одна від одної. Як можна бачити із рисунка 1, котушкові групи, що знаходяться в нижній частині статора, пронизуються більшим потоком, ніж котушкові групи, що знаходяться у верхній частині статора, ця різниця залежить від величини ексцентриситету і від величини скорочення кроку котушок. Прийmemo, що магнітний потік, який пронизує нижню котушкову групу, на 2% більший. В замкненому контурі, який утворюють паралельні гілки фази, виникає різниця ЕРС величиною 2% від фазної ЕРС, яка дорівнює 380 В. Ці 2% складають $\Delta E=7,6$ В. Під дією різницевої ЕРС виникає зрівняльний струм $I_{зр.}$. На рисунку 2 показані дві котушкові групи із двох котушок в кожній, з'єднані паралельно. На рисунку 3 показаний контур, утворений двома котушковими групами. На обох рисунках стрілками показаний струм I_1 , що споживає двигун із мережі, і зрівняльний струм $I_{зр.}$, який утворюється під дією ΔE .

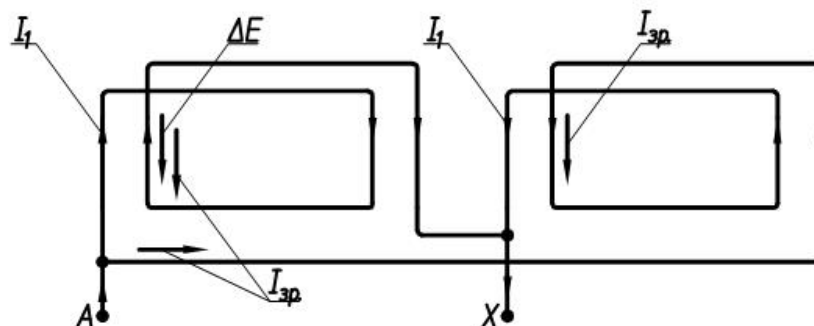


Рисунок 2 – Котушкові групи фази, з'єднаної паралельно

Активний опір однієї паралельної гілки при 75°C $r_{75^\circ} = 0,1482$ Ом.

Активний опір контура, утвореного двома паралельними гілками (рисунок 3) $r_{\text{конт.}} = 2r_{75^\circ} = 0,2964$ Ом.

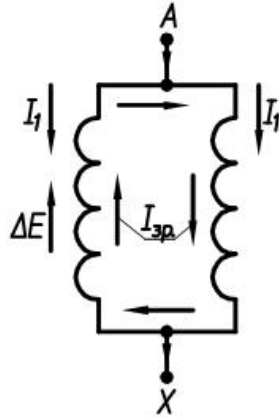


Рисунок 3 – Контур, утворений двома котушковими групами

Індуктивний опір фазної обмотки, розрахований по методиці, приведений в [2], $x_{1\phi} = 0,13 \text{ Ом}$.

Індуктивний опір паралельної гілки має таке ж значення. Індуктивний опір контура, утворюваного двома гілками $x_{\text{гіт}} = 2x_{1\phi} = 0,26 \text{ Ом}$.

Загальний опір контура $z = 0,3943 \text{ Ом}$.

Зрівняльний струм, що протікає в фазній обмотці при $\Delta E = 7,6 \text{ В}$

$$I_{зр.} = \frac{\Delta E}{z} = \frac{7,6}{0,3943} = 19,27 \text{ А.}$$

На рисунку 4 зображена спрощена векторна діаграма асинхронного двигуна, на якій показаний струм $I_{зр.}$.

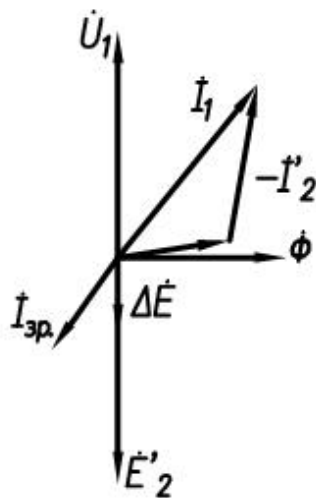


Рисунок 4 – Векторна діаграма

Із діаграми видно, що зрівняльний струм $I_{зр}$ протікає в протифазі зі струмом I_1 в гілці, в якій наводиться $+\Delta E$. Оскільки фазний струм двигуна I_1 в гілках фази роздвоюється і становить $I_{\text{гілки}} = I_1 / 2 = 47,67 \text{ А}$, то в котушковій групі фазної обмотки, що знаходиться в нижній частині статора, струм становитиме

$$I'_{\text{гілки}} = 47,67 - 19,27 = 28,4 \text{ А},$$

а у верхній котушковій групі струм дорівнюватиме

$$I''_{\text{гілки}} = 47,67 + 19,27 = 66,94 \text{ А},$$

що на 40% перевищує номінальне значення струму.

При ремонті обмоток бажано збільшувати крок обмоток до скорочення кроку $\beta=0,66$, незважаючи на ускладнення технології укладання котушок в пази. Так, при збільшенні з $\beta=0,54$ ($y=13$, $\tau=24$) до $\beta=0,66$ ($y=16$, $\tau=24$) збільшується обмотковий коефіцієнт в 1,15 рази. У стільки ж зменшується число витків котушок, і відповідно у стільки ж можна збільшити поперечний переріз мідного проводу, зменшивши тим самим втрати в обмотці статора і збільшивши ККД двигуна. Негативний вплив ексцентриситету при збільшенні β зменшується.

В єдиній серії 4А аж до 4А225 ($P_2=55 \text{ кВт}$) число ефективних провідників (паралельних провідників) в паралельній гілці фази $n=1,2,3$, тому нема сенсу виконувати фазну обмотку двома паралельними гілками, з'єднуючи паралельно котушкові групи фази. При $n=1,2,3$ і навіть, можливо, при $n=4$ варто з'єднувати котушкові групи послідовно. Число витків котушок в два рази зменшується, але в два рази збільшується число паралельних провідників. При цьому негативний вплив ексцентриситету буде зовсім відсутній.

При виготовленні обмотки слід першу фазу розміщувати в горизонтальній площині (вісь фази горизонтальна), тоді вісі двох інших фаз відносно вертикальної осі будуть розміщені під кутом 30° . Це зменшить негативний вплив ексцентриситету.

Варто у лобовій частині верхньої котушки по вертикальній лінії встановлювати температурний датчик. При зростанні температури в процесі експлуатації слід відправити двигун в ремонт для ліквідації ексцентриситету.

Висновки.

1. Встановлена причина зменшення надійності роботи асинхронних двигунів середньої потужності після першого ремонту обмоток.

2. При числі ефективних провідників обмотки $n < 4$ фазну обмотку слід виконувати одною паралельною гілкою, $a=1$.

3. При двох паралельних гілках в фазі обмотку слід виконувати зі скороченням кроку $\beta=0,66$.

4. При виготовленні обмотки першу фазу слід розміщувати в горизонтальній площині (вісь фази горизонтальна).

5. У лобовій частині верхньої котушки по вертикальній лінії слід встановлювати температурний датчик.

Бібліографічний список

1. *Асинхронные двигатели общего назначения / [Бойко Е.П., Гаинцев Ю.В., Ковалев Ю.М., и др.]; под ред. В.М. Петрова и А.Э. Кравчика. – М.: Энергия, 1980. – 488 с.*

2. *Копылов И.П. Проектирование электрических машин / И.П. Копылов. – М.: Энергия, 1980. — 495 с.*

Рекомендовано до друку д.т.н, проф. Заблудським М.М.

к.т.н. Кухарев А. Л.
(СУНИГОТ УИПА г. Стаханов, Украина,
[*alex.kuharev@mail.ru*](mailto:alex.kuharev@mail.ru))

РЕЖИМЫ РАБОТЫ ТИРИСТОРНО-КОНТАКТОРНЫХ УСТРОЙСТВ РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОПЕЧНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Розглянуті схеми та алгоритми перемикання тиристорно-контакторних пристроїв регулювання напруги, що розроблені для електронічних трансформаторів. Проведено моделювання процесів розподілу струму між дугогасильним контактом та тиристорним комутатором при їх комутаціях в трансформаторному маслі.

Ключові слова: *пристрій регулювання напруги, тиристорний комутатор, електрична дуга.*

Рассмотрены схемы и алгоритмы работы тиристорно-контакторных устройств регулирования напряжения, разработанные для электропечных трансформаторов. Проведено моделирование процессов распределения тока между дугогасящим контактом и тиристорным коммутатором при их коммутациях в трансформаторном масле.

Ключевые слова: *устройство регулирования напряжения, тиристорный коммутатор, электрическая дуга.*

Постановка проблеми. Режимы работы мощных электротехнологических установок, таких как дуговые или ферросплавные печи, требуют широкого диапазона регулирования напряжения, которое, как правило, осуществляется с помощью переключающих устройств электропечных трансформаторов. Традиционно устройства регулирования напряжения под нагрузкой (РПН) трансформаторов выполняются в виде четырех узлов: избиратель, осуществляющий выбор рабочего ответвления регулировочной обмотки обесточенными подвижными контактами, контактор, осуществляемый переключение отводов под нагрузкой с дугогашением в масле или в вакууме, токоограничивающий резистор или реактор, ограничивающий ток в замкнутом контуре регулировочной секции, а также приводное устройство [1].

В связи с большим числом переключений, достигающих нескольких сотен в сутки, частыми перегрузками и достаточно большим време-

нем горения дуги на контактах (0,03–0,06 с за одну коммутацию [2]), условия работы переключающих устройств в электропечных трансформаторах являются достаточно тяжелыми, что существенно сокращает их ресурс. При этом, поддержание их в работоспособном состоянии требует значительных эксплуатационных затрат, связанных с заменой дугогасительных контактов и трансформаторного масла.

Анализ последних исследований и публикаций. Для повышения ресурса переключающих устройств трансформаторов были предложены тиристорно-контакторные устройства (ТКУ) [3–5], в которых тиристорные коммутаторы (ТК) шунтируют дугогасящие контакты (ДК), что позволяет существенно повысить электрическую износостойкость и возможность их использования в существующих электропечных трансформаторах без серьезных конструктивных изменений последних [2].

В таких ТКУ сочетание полупроводниковых приборов с механическими контактными системами требует четкого согласования коммутаций ТК с коммутациями механических контактов, поэтому необходимым условием их надежной работы является тщательный анализ данных коммутационных процессов. Особенно важными являются процессы распределения тока между тиристорами и дугогасящими контактами при включении и выключении ТКУ, которые определяют время горения дуги на контактах и в целом эффективность тиристорно-контакторных систем в части их электрической износостойкости [6].

Целью данной статьи является усовершенствование методики расчета режимов работы тиристорно-контакторных устройств регулирования напряжения электропечных трансформаторов, а также моделирование процессов распределения тока между контактной и тиристорной ветвями при переключении ступеней напряжения.

Материалы и результаты исследований.

На рисунке 1 приведены схемы тиристорно-контакторных устройств, встраиваемых в однофазные электропечные трансформаторные агрегаты систем электропитания ферросплавных печей [4, 5]. Каждый трансформаторный агрегат состоит из главного (ГТ) и вольтодобавочного (ВДТ) трансформаторов с регулировочной обмоткой (РО), соединенной с первичной обмоткой ВДТ в замкнутый контур, в который включена конденсаторная батарея продольной компенсации реактивной мощности (УПК). Обмотки НН ГТ и ВДТ включены между собой последовательно и присоединены к электродам печи. Таким образом, реализуется косвенный способ регулирования напряжения, при котором устройства РПН встраиваются в цепи между отводами РО и первичной обмоткой ВДТ [1].

Отличием предложенных схем на рисунках 1.а и 1.б является способ построения ТКУ. Тиристорно-контакторное устройство на рисунке

1.а выполнено на основе контактора с мостиковым дугогасительным контактом и содержит контакты избирателя И1, И2, предызбиратель Пр, токоограничивающий реактор Р и контактор, состоящий из мостикового дугогасящего контакта ДК и основных контактов КО1, КО2. Параллельно ДК включена цепь из последовательно соединенных тиристорного ключа ТК и дополнительного контакта К_д.

На рисунке 1.б ТКУ выполнено на базе контактора с двумя вакуумными дугогасительными камерами (ВДК). Между первыми выводами ВДК и выводами реактора установлены дополнительные контакты К_{д1}, К_{д2}, а ТК включается между соединительными точками вакуумных камер и дополнительных контактов.

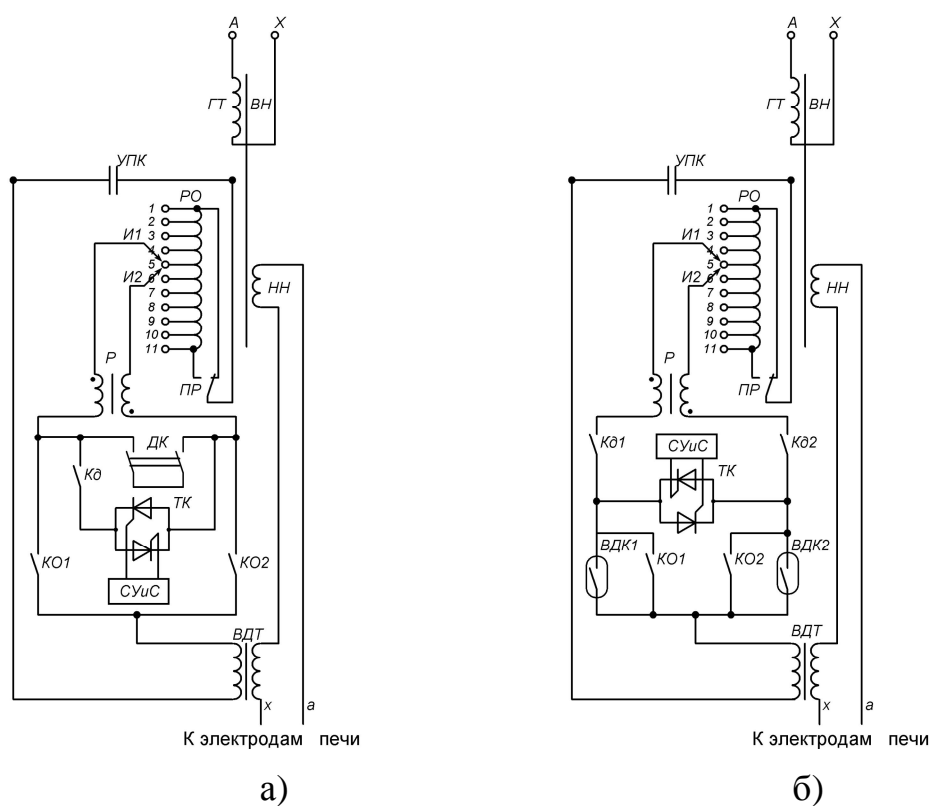


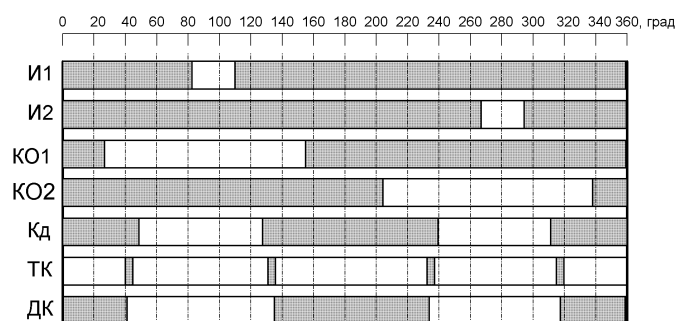
Рисунок 1 – Функциональная схема электропечных трансформаторов с ТКУ: а) – на базе контактора с дугогашением в масле; б) – на базе контактора с ВДК.

В данных ТКУ система управления и синхронизации (СУиС) обеспечивает формирование управляющих импульсов необходимой формы и длительности и подачу их на управляющие электроды синхронно перед замыканием ДК или ВДК и снятие импульсов управления перед размыканием К_д.

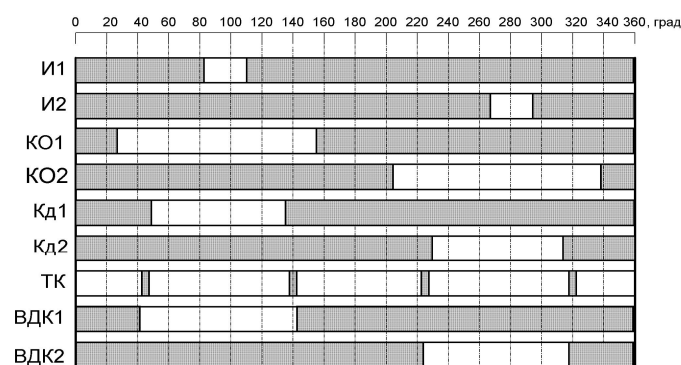
Предложенные схемотехнические решения ТКУ, как будет пока-

зано далее, позволяют сократить времена горения дуги на ДК и, тем самым, повысить ресурс по электрической износостойкости устройств РПН. В электропечных трансформаторах, содержащих ВДК (рис. 2.б), коммутация тока тиристорными ключами позволяет исключить перенапряжения, возникающие при явлениях среза тока вакуумными камерами. Введение в схему дополнительных контактов $K_{д1}$, $K_{д2}$ позволяет предотвратить повреждения избирателя при отказах вакуумных камер, что имело место при эксплуатации существующих устройств РНОР-20 электропечных трансформаторов ЭОЦНК-21000/10.

Алгоритмы работы предложенных ТКУ приведены на рисунке 2.



а)



б)

Рисунок 2 – Алгоритмы переключения ТКУ:

а) – в контакторе с мостиковым ДК; б) – в контакторе с ВДК.

Как видно из рисунков, в рассматриваемых ТКУ процесс перехода из одной ступени напряжения на другую представляет собой ряд интервалов времени, в течение которых имеется определенное сочетание проводящих и непроводящих состояний ТК с различными положениями механических контактов. Рассмотрим времена между коммутациями ДК (ВДК), ТК и $K_{д}$.

При замыкании ДК или ВДК предварительное замыкание дополнительного контакта $K_{д}$ и подача сигналов управления на ТК должны

производиться за временной промежуток, составляющий не менее времени включения структуры тиристорov в проводящее состояние, что можно записать в следующем виде:

$$t_{\text{вкл.кд}}(t_{\text{умн.тк}}) > t_{\text{gt}}, \quad (1)$$

где t_{gt} – время включения тиристора, определяемое по каталожным данным.

При размыкании ДК или ВДК минимальное время горения дуги на контактах будет обеспечено при последующем выключении ТК через время, необходимое перехода тока в тиристорную ветвь и время, необходимое для восстановления электрической прочности контактного промежутка:

$$t_{\text{выкл.тк}} > t_{\text{к-т}} + t_{\text{вэн}}, \quad (2)$$

где $t_{\text{к-т}}$ – время перехода тока в ТК;

$t_{\text{вэн}}$ – время, необходимое для восстановления электрической прочности контактного промежутка.

Бездуговое размыкание дополнительного контакта K_d будет обеспечено, если оно будет произведено через время $t_{\text{выкл.кд}}$ после выключения ТК:

$$t_{\text{выкл.кд}} > t_q + \frac{T_u}{2}, \quad (3)$$

где t_q – время выключения тиристорov, определяемое по каталожным данным;

T_u – период питающего напряжения.

Следует отметить, что в ТКУ наибольшие значения параметров коммутации наблюдаются при включении ТК на положение «мост» и при выключении ТК для разрыва «моста» [2]. В первом режиме действующее значение тока через тиристоры равно геометрической сумме половины тока нагрузки, протекающего через РО и циркулирующего тока, протекающего по обеим ветвям реактора. Во втором режиме напряжение, прикладываемое к тиристорам, определяется геометрической суммой напряжения ступени и падения напряжения на реакторе. Таким образом, комплексы действующих значений рабочего тока и рабочего напряжения на ТК можно определить по следующим выражениям:

$$\dot{I}_{mk} = \frac{\dot{U}_{cm}}{Z_p} + \frac{\dot{I}_{po}}{2}, \quad (4)$$

$$\dot{U}_{mk} = \dot{U}_{cm} + \frac{\dot{I}_{po}}{2} Z_p, \quad (5)$$

где U_{cm} – напряжение регулировочной ступени;

I_{po} – ток регулировочной обмотки электропечного трансформатора;

Z_p – сопротивление реактора.

Для анализа процессов перераспределения тока между тиристорной и контактной ветвями, а также времени горения дуги на контактах нами была разработана компьютерная модель в пакете Matlab /Simulink, структурная схема которой представлена на рисунке 3.

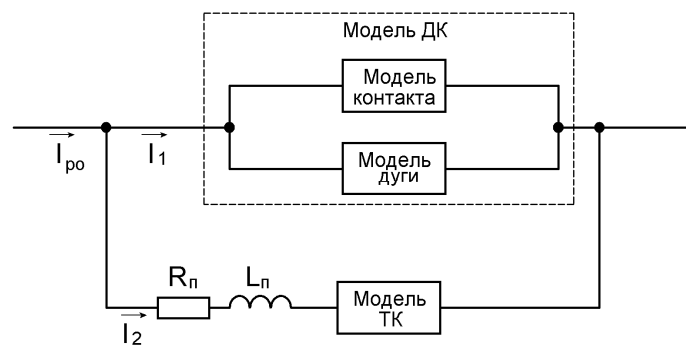


Рисунок 3 – Структурная схема компьютерной модели ТКУ

На данном этапе моделировались процессы коммутации в ТКУ, схема которого показана на рисунке 1.а. В этом ТКУ дугогасящей средой является трансформаторное масло, а ДК конструктивно представляет собой контакт мостикового типа, при размыкании которого между подвижной частью и неподвижными контакт-деталью образуется двойной разрыв. При разработке модели считалось, что коммутация контакт-деталей обоих контактов ДК происходит синхронно, и условия горения дуги на первом и втором его разрывах одинаковы. В связи с этим, модель мостикового ДК структурно выполнена в виде модели одного контакта, параллельно которой присоединена модель дуги. В качестве модели контакта использовался блок «Ideal Switch», а модель дуги была реализована в блоке «Cassie arc model», которая реализует уравнение баланса энергии электрической дуги, предложенной Касси, и основанной на допущении об однозначной зависимости сопротивления дуги

от ее теплосодержания [7, 8].

В общем виде уравнение Касси имеет вид [7, 8]:

$$\frac{1}{g} \frac{dg}{dt} = \frac{1}{\Theta} \left(\frac{u^2}{U_c^2} - 1 \right), \quad (6)$$

где g – проводимость дуги;

u – напряжение на дуге;

Θ – постоянная времени дуги;

U_c – постоянная напряжения дуги.

Параметры модели дуги определялись нами по осциллограммам тока и напряжения на дуге, снятых во время экспериментальных исследований коммутационных процессов в устройстве РПН РНО-20-625/35 электропечного трансформатора ЭОЦНК-21000/10 мощностью 9200 кВА напряжением 10/0,23-0,14 кВ, установленного на печи № 6 Стахановского завода ферросплавов [2]. Постоянная напряжения дуги U_c определялась нами как суммарное напряжение на двух разрывах ДК в начальный момент разведения контактов и в нашем случае составила 27 В. Постоянная времени дуги Θ определялась по методике [7, 8] по величине временного промежутка, соответствующего подкасательной к кривой напряжения дуги в момент его перехода через нулевое значение, и в нашем случае составила 140 мкс. Следует отметить, что появление дуги в трансформаторном масле приводит к образованию вокруг дуги газового пузыря, состоящего из водорода, ацетилена, метана и других продуктов разложения масла. В связи с этим, постоянная времени дуги, горячей в трансформаторном масле, на порядок больше, чем аналогичные значения в вакууме или элегазе [7, 8].

Структура модели ТК разрабатывалась на основе схемы тиристорного коммутатора, изготовленного совместно с Украинским научно-исследовательским и проектно-конструкторским институтом трансформаторостроения. Данный ТК выполнен на базе встречно-параллельно включенных тиристоров Т-353-800-32, причем в каждой параллельной ветви ТК установлено по два последовательно включенных тиристора. В качестве модели тиристоров использовались блоки «Detailed Thyristor». Также в модели учитывались активное сопротивление и индуктивность соединительных проводов $R_{п.}$, $L_{п.}$. В данных расчетах суммарная индуктивность тиристорной ветви составила 3 мкГн, при этом считалось, что в процессе коммутации данная величина остается постоянной.

При моделировании параметры нагрузки устанавливались таким образом, чтобы моделируемый ток соответствовал максимальному току через ТК, рассчитанному по выражению (4) для трансформатора

ЭОЦНК-21000/10. Момент включения и выключения ДК выбирался по условию коммутации вблизи максимума тока.

На рисунке 4 показаны результаты моделирования перехода тока с ДК в тиристорную ветвь при отключении ТКУ (разрыв положения «моста»). Принятые обозначения I_1 – ток ДК, I_2 – ток ТК, U_d – напряжение на ДК.

Как видно из рисунка, перед разведением контактов через ДК протекает ток $I_1=600e^{j61}$ А. В момент разведения контактов (0,018 с) напряжение на них начинает увеличиваться, что свидетельствует о развитии дугового процесса. Через 800 мкс напряжение на дуге достигает своего максимального значения 9,9 В. Под действием напряжения дуги происходит включение тиристоров, при этом напряжение на ДК уменьшается до величины падения напряжения на двух последовательно включенных тиристорах одной из параллельных ветвей ТК (около 3 В), и ток приблизительно через 800 мкс с момента максимума U_d полностью переходит в цепь ТК.

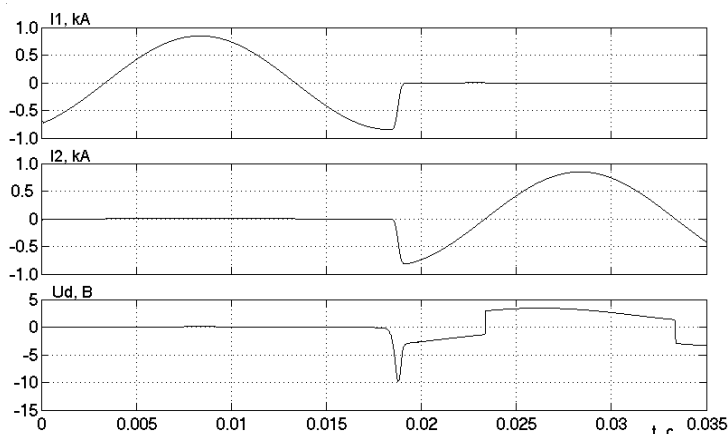


Рисунок 4 – Результаты моделирования перехода тока из ДК в тиристорную ветвь

Так как разработанная модель дуги рассчитывает суммарное напряжение на двух разрывах мостикового ДК (9,9 В), можно предположить, что максимальное напряжение на одном разрыве ДК будет в два раза меньше (примерно 5 В). При этом, как отмечено в [9], существование дуги на размыкающихся сильноточных контактах возможно и при малых значениях напряжения, не превышающих напряжение зажигания дуги. В нашем случае время существования дугового разряда на контактах ДК оценивалось по времени перехода тока в тиристорную ветвь, т.е. по временному промежутку от момента размыкания ДК до момента уменьшения тока ДК до нуля и составило 1600 мкс. При этом следует отметить, что примерно половину этого времени занимает процесс на-

растания напряжения на дуге, что можно объяснить значительной инерционностью термодинамических процессов образования дуги в трансформаторном масле.

Не менее важным для тиристорно-контакторных аппаратов является процесс перехода тока из тиристорной ветви в ветвь ДК при его включении на положение «мост» (рисунок 5). На данном этапе введем допущение, что замыкание ДК происходит без вибрации.

Из приведенных данных следует, что перед замыканием контактов ток протекает по ветви с тиристорами, падение напряжения на которых составляет 3,4–1,4 В. В момент замыкания контактов (0,018 с) напряжение на ТК скачкообразно уменьшается до нуля. После этого наблюдается процесс одновременного спада тока с тиристоров и нарастания тока в контактной ветви. Полное время спада тока ТК до нуля и, соответственно, время его перехода в ветвь ДК составило 1200 мкс.

Из сравнения результатов моделирования следует, что время перехода тока из ДК в тиристоры примерно в 1,3 раза превышает соответствующее время при переходе тока из ТК в контактную ветвь.

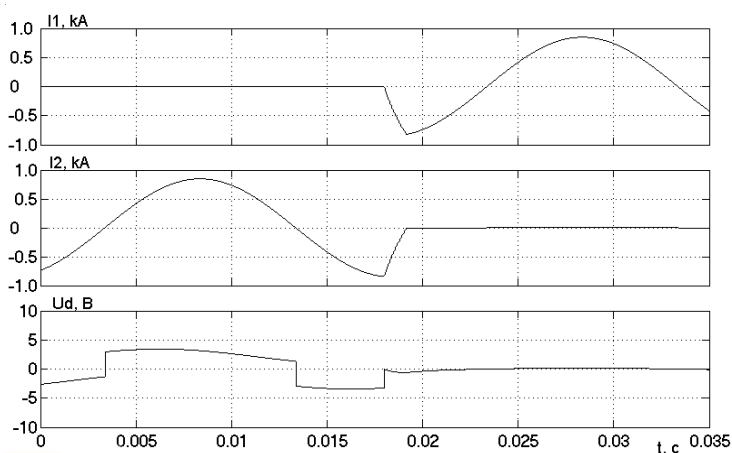


Рисунок 5 – Результаты моделирования перехода тока из тиристоров в цепь ДК

Сравнение результатов моделирования и экспериментальных данных, приведенных в [2, 6], показало их удовлетворительную их сходимость.

Выводы

1. Предложенные схемотехнические решения ТКУ для устройств РПН электропечных трансформаторов позволили совместно с Украинским научно-исследовательским и проектно-конструкторским институтом трансформаторостроения разработать и внедрить опытные образцы таких устройств в действующие системы электропитания ферросплавных печей Стахановского завода ферросплавов.

2. На основе анализа режимов переключения усовершенствована методика расчета ТКУ с токоограничивающими реакторами. Выведены формулы времен включения и выключения ТК для обеспечения надежной синхронизации коммутаций тиристоры и механических контактов.

3. С помощью разработанной компьютерной модели тиристорно-контакторного устройства проведены исследования процессов перехода тока из тиристоры в ветвь ДК при включении ТКУ и из ДК в тиристоры при его отключении с учетом процессов гашения дуги в трансформаторном масле. Время перехода тока из ДК в ветвь ТК составило 1600 мкс, а время перехода тока из тиристоры в ветвь ДК составило 1200 мкс.

4. На основе полученных данных показано, что применение ТКУ позволило снизить время горения дуги на контактах при их размыкании не менее чем в 20 раз. Необходимо отметить, что при переходе тока в тиристорную ветвь напряжение на дуге достигает не более 40 % своего напряжения зажигания. В связи с этим, перспективной дальнейших исследований является анализ явления зажигания дуги при низких значениях напряжения и оценка электрической эрозии контактов в данных ТКУ.

Библиографический список

1. Анишин В.Ш. Трансформаторы для промышленных электропечей. / В.Ш. Анишин, В.Г. Крайз, В.Г. Мейксон. – М.: Энергоиздат, 1982. – 295 с.

2. Кухарев А.Л. Исследование коммутационных процессов в устройствах регулирования напряжения электропечных трансформаторов систем электропитания ферросплавных печей / А.Л. Кухарев, Л.А. Недвига // Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України. – 2006. – № 1(13). – С. 91–95.

3. Rogers D.J. A hybrid diverter design for distribution level on-load tap changers / D.J. Rogers, T.C. Green // Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). Atlanta, 12-16 Sept. 2010. – IEEE, 2010. – P. 1493 – 1500.

4. Пат. 18730 Украина, МПК6 H02P13/00, H01F29/00, G05F1/16. Тиристорно-контакторний пристрій для перемикання відводів регулювальної обмотки трансформатора під навантаженням / Кухарев О. Л.; заявитель и патентообладатель Кухарев Олександр Леонідович. – №и200605962; заявл. 30.05.06; опубл. 15.11.06, Бюл. №11. – 4с.

5. Пат. 18729 Украина, МПК6 H01F29/00, H02P13/00. Пристрій для перемикання відводів регулювальної обмотки трансформатора під навантаженням / Кухарев О. Л.; заявитель и патентообладатель Ку-

харев Олексій Леонідович. – №и200605960; заявл. 30.05.06; опубл. 15.11.06, Бюл. №11. – 3с.

6. Алферов Д.Ф. Изучение перехода тока между диодным блоком и вакуумной дугогасительной камерой / Д.Ф. Алферов, Д.В. Евсин, В.П. Иванов // IX Симпозиум «Электротехника 2030 год» Перспективные технологии электроэнергетики. Московская обл., 29-31 мая 2007 г.: Электронный сборник докладов. – 5.16 – 9с.

7. Белкин Г.С. Адаптивные методы определения коммутационных характеристик выключателей / Г.С. Белкин // Электротехника, 2003. – №11. – С. 12–18.

8. Koshizuka T., Shinkai T., Udagawa K., Kawano H. Circuit Breaker Model using Serially Connected 3 Arc Models for EMTP Simulation [Электронный ресурс]: International Conference on Power Systems Transients (IPST2009). Kyoto, Japan June 3-6, 2009. – Режим доступа: <http://www.ipst.org/TechPapers/2009/papers/118.pdf>.

9. Хольм Р. Электрические контакты / Р. Хольм. – М.: Изд-во иностр. лит., 1961. – 464с.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.

*к.т.н. Кулініч О.І.,
к.т.н. Квашина О.В.,
Зіновський Р.А.
(Академія пожежної безпеки ім. Героїв Чорнобиля,
м. Черкаси, Україна)*

ВИКОРИСТАННЯ БЕЗКОНТАКТНОГО ТИРИСТОРНОГО ПУСКАЧА В РЕВЕРСИВНОМУ ЕЛЕКТРОПРИВОДІ

Розглядається електротехнічний пристрій - безконтактний тиристорний реверсивний пускач з комутацією силового кола асинхронного двигуна і схема запуску тиристорів імпульсами не синхронізованими із частотою мережі. Використання безконтактного тиристорного пускача дозволило підвищити надійність роботи як самого пускача так і електромеханізму в цілому.

***Ключеві слова:** тиристор, комутація, схема, керування, реверс, таль.*

Рассматривается электротехническое устройство - бесконтактный тиристорный реверсивный пускатель с коммутацией силового поля асинхронного двигателя и схема запуска тиристором импульсами, не синхронизованными с частотой сети. Использование бесконтактного тиристорного пускателя позволило повысить надежность работы, как самого пускателя так и электромеханизма в целом.

***Ключевые слова:** тиристор, коммутация, схема, управление, реверс, таль.*

Постановка проблеми. У багатьох галузях сучасного виробництва широко використовується підвисне електричне вантажопіднімальне улаштування - таль. Таль з вантажопіднімальністю до 1 тони і електроприводом від асинхронного електродвигуна невеликої потужності до десяти кВт, випускається промисловістю як електрообладнання загальнопромислового виконання. Апарати керування електроприводом (магнітні пускачі) та прилади управління (кнопки пускові) також загальнопромислового виконання без засобів захисту від виникнення іскор і електричної дуги в моменти комутації і управління електроприводом талі.

Разом з тим, як показує практика, електричні талі часто використовуються у пожежо- та вибухонебезпечних зонах приміщень як

стаціонарне електроустаткування. У таких зонах за своїм виконанням талі не в змозі забезпечити пожежо- та вибухобезпечність. Наприклад, у машинобудівельній промисловості за технологією виробництва серійно випускаємі сталеві вироби (деталі) підлягають термічній обробці з метою їх загартування. Для цього вироби завантажують в спеціальні металеві сітчасті корзини і на технологічній лінії загартування занурюють на деякий час у ємність заповнену мінеральним маслом попередньо нагрітим до температури 450-500°C. Операції занурення і піднімання корзин, а також передача їх на подальшу технологічну операцію виконуються з використанням талі, при цьому цикл протікає безперервно з інтенсивним режимом роботи електропривода. Слід звернути увагу, що візок талі разом з електроприводом і магнітним пускачем в процесі виконання операцій знаходяться і переміщуються прямо над відкритою поверхнею гарячого мінерального масла температура спалаху пара якого в межах 60°C. Отже, досить незначного іскріння в контактній системі магнітного пускача, бризків дрібних часток металу від дуги між контактами щоб спричинити пожежу, а в деяких випадках навіть вибух.

Таким чином, проблема використання безконтактних комутуючих апаратів являється актуальною і заслуговує уваги.

Практична новизна. На основі аналізу і експериментального дослідження доведена можливість заміни традиційних магнітних пускачів на безконтактні тиристорні із запропонованою схемою запуску тиристорів і їх використання в пожежо- та вибухонебезпечних зонах.

Аналіз останніх досліджень. В [1] докладно розглядаються питання низької надійності і недовговічності контактних поверхонь контактної комутаційної апаратури та їх пожежна безпека. Доводяться переваги прямого пуску асинхронного двигуна з тиристорним комутатором у силовому колі, приведена схема керування тиристорними ключами та схеми захисту двигуна від аварійних режимів. В [2] викладені основи електроприводу, пожежна небезпека електричних машин і комутаційних апаратів та протипожежні заходи при їх експлуатації. В [3] дається аналіз існуючої комутаційної апаратури шахтного електроприводу та приводяться рекомендації по використанню тиристорної напівпровідникової техніки в умовах вибухонебезпечного середовища як більш надійної та вибухобезпечної. В [4] аналізуються безконтактні комутатори із фазовим та імпульсним методами управління тиристорами, показані їх недоліки та переваги. Приводяться рекомендації по використанню тиристорних пристроїв як найбільш перспективних, надійних і ефективних в роботі.

Невирішені задачі загальної проблеми. При інтенсивному режимі роботи реверсивного електропривода: спуск, піднімання, переміщення контактна комутуюча система магнітного пускача

нагрівається, швидко зношується, а іскріння, що виникає внаслідок електричної дуги між контактами, призводить до утворення дуже мілких бризків розплавленого металу, які в свою чергу створюють дуже небезпечні умови виникнення пожежі.

Виклад основного матеріалу. Для виключення недоліків контактних комутаційних апаратів авторами запропонований безконтактний реверсивний пускач на симетричних тиристорах. Принципова електрична схема електропривода з безконтактним тиристорним реверсивним пускачем та схемою керування тиристорами приведена на рисунку 1.

Силу частину пускача складають напівпровідникові прилади симетричні тиристири TS1-TS4. Тиристири типу TS випускаються промисловістю на максимальні струми від 10 до 320А, що дає можливість їх використовувати для комутації асинхронних електродвигунів потужністю до 100кВт з мережею живлення 380В.

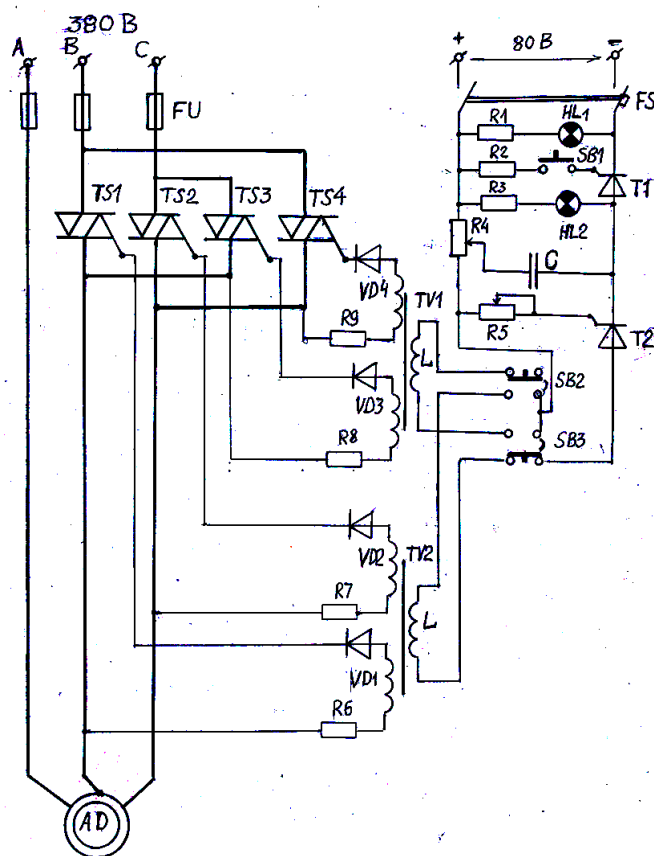


Рисунок 1 - Схема електрична принципова електропривода з безконтактним тиристорним реверсивним пускачем

Схема керування симетричними тиристорними приладами складається із малопотужних тиристорів: Т1,- типу Т2-12 із пусковою

кнопкою SB1 служить для запуску схеми керування; T2 –малопотужний імпульсний тиристор типу КУ201Е разом з ємністю С, резистором R4, індуктивністю первинних обмоток L, трансформаторів TV1, TV2 складають високочастотний генератор релаксаційного типу. Два імпульсних трансформатора TV1, TV2, формують імпульси управління симетричними тиристорами. Кнопка SB2 комує тиристори TS1 і TS2 із чергуванням фаз АВС. Для здійснення реверсу електропривода необхідно натиснути на кнопку SB3 яка вмикає в роботу тиристори TS3 і TS4 з чергуванням фаз АВС.

Робота пускача зводиться до наступного.

Після підключення схеми керування до мережі постійного струму автоматичним вимикачем FS засвічується сигнальна лампа HL1, що показує готовність схеми до роботи. При натисканні кнопки SB1 “пуск” тиристор T1 переходить у відкритий стан, про що свідчить засвічування лампи HL2. При цьому конденсатор С заряджається до величини напруги, визначеною величиною опору резистора R4 (вибирається при налагодженні схеми). Генератор високочастотних імпульсів для комутації тиристорів готовий до роботи.

При натисканні кнопки SB2 первинна обмотка трансформатора TV2 з індуктивністю L одержує живлення. На виході трансформатора вторинною обмоткою генеруються імпульси частотою 2000Гц, які через опори R6, R7 і діоди VD1-VD2 прикладаються до електродів керування симетричних тиристорів TS1 і TS2, тиристори TS1 і TS2 переходять у відкритий стан і двигун підключається до мережі, здійснюється піднімання вантажу. Для спускання вантажу необхідно натиснути кнопку SB3, у відкритий стан переходять тиристори TS3 і TS4.

Висновки. Дослідний зразок пускача показав високу його працездатність і надійність, а бездугова комутація силового кола електродвигуна і відсутність іскріння дають можливість використовувати запропонований пускач як в приводах загальнопромислового електрообладнання так і в приводах, що застосовуються у пожежо- та вибухонебезпечних зонах. Можливість використання безконтактного реверсивного пускача у виробництві підвищує пожежну безпеку електрообладнання.

Бібліографічний список

1. Баракін О.Г. Підвищення пожежної безпеки асинхронного двигуна з безконтактним комутатором у силовому колі/ О.Г. Баракін, О.І. Кулініч, О.В.Квашина // Науковий вісник, 2006. - №1. - С. 13-15.
2. Баракін О.Г. Електричні машини у виробництві та пожежна безпека при їх використанні:[монографія] / О.Г. Баракін О.І. Кулініч., О.В. Квашина. - Черкаси: АПБ, 2009. - 254 с.

3. Пироженко В.Х. Полупроводниковые устройства шахтного электропривода / В.Х. Пироженко. - К.:Техніка, 1970. – 84 с.

4. Туганов М.С. Бесконтактный судовый электропривод/ М.С. Туганов. – Л.: Судостроение, 1972. - 344 с.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.

*к.т.н. Скурятин Ю.В.,
Денисевич Н.А.
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

ПОВЫШЕНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ СОВМЕСТИМОСТИ С СЕТЬЮ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСОТЫ

Розглядається концепція підвищення електромагнітної сумісності вхідних перетворювачів частотно-регульованих приводів. Показана можливість радикального покращення ступеня електромагнітної сумісності перетворювачів частоти з мережею.

***Ключові слова:** ковзний режим, напівпровідниковий перетворювач, активний випрямляч, електромагнітна сумісність.*

Рассматривается концепция повышения электромагнитной совместимости входных преобразователей частотно-регулируемых приводов. Показана возможность радикального улучшения степени электромагнитной совместимости преобразователей частоты с сетью.

***Ключевые слова:** скользящий режим, полупроводниковый преобразователь, активный выпрямитель, электромагнитная совместимость.*

Постановка задачи. Широкое распространение в технике получили частотно-регулируемые электроприводы, выполненные на базе полупроводниковых преобразователей частоты (ПЧ) со звеном постоянного напряжения. Полупроводниковые преобразователи, являясь нелинейными потребителями электроэнергии, приводят к ухудшению степени электромагнитной совместимости (ЭМС) с сетью и, как следствие, повышению потерь энергии, сокращению срока службы элементов сети, негативному влиянию на работу других потребителей, подключенных к этой же сети. В условиях ограниченности сырьевых, энергетических ресурсов и непрерывного роста их потребления особенно актуальными становятся вопросы эффективности полупроводниковых преобразователей, в частности, повышение степени электромагнитной совместимости с сетью преобразователей частоты. Актуальность проблемы ЭМС подтверждается также и неугасающим интересом исследователей как к вопросам, связанным с повышением степени ЭМС, так и к вопросам, направленным на повышение точности измерения составляющих мощности в системах с преобразователями [1, 2]. Очевидно, немаловажную

роль в этом играет и внедрение стандартов ЭМС, принятых в Евросоюзе, и стремление Украины гармонизировать свою нормативно-правовую базу в соответствии с европейскими стандартами, в результате чего требования ЭМС приобретают статус обязательных [3].

Известны несколько способов снижения уровня гармоник, генерируемых входными преобразователями частотно-регулируемых электроприводов. Установка трехфазных реакторов на входе преобразователя и (или) установка дросселя постоянного тока в цепи заряда электролитических конденсаторов звена постоянного напряжения малоэффективны, поскольку при существенном ухудшении массогабаритных показателей коэффициент гармоник тока ниже 30% получить не удастся [4]. Использование специальных силовых широкополосных ЛМС-фильтров позволяет снизить общий TND_1 до 5-7% [4], что является несомненным достижением, тем более с учетом ряда других преимуществ приводов с использованием ЛМС-фильтров. Хотя данный результат также достигается ценой ухудшения массогабаритных показателей преобразователя (масса применяемых фильтров может составлять от 40 до 60% массы преобразователя). Использование активных выпрямителей [5] позволяет сформировать квазисинусоидальные входные токи. Однако уровень TND_1 последних зависит от амплитуды модуляционной составляющей тока, уменьшение которой сопряжено или с повышением частоты преобразования, а, следовательно, снижением КПД, или с увеличением индуктивности входных дросселей, а, следовательно, снижением динамики входного преобразователя. Применение параллельных силовых активных фильтров [6] кроме ограничений присущих активным выпрямителям еще и увеличивает установленную мощность преобразователей и, соответственно, повышает их стоимость.

Решением, позволяющим существенно улучшить степень ЭМС, является совместное использование многозвенных LC-фильтров и принципов принудительного формирования параметров электроэнергии. В [7] показана эффективность использования выше указанных принципов при решении задачи обеспечения ЭМС с нагрузкой автономного инвертора напряжения. Причем в качестве метода управления преобразователем используется управление на скользящих режимах.

Цель работы – продемонстрировать эффективность применения принципов активной фильтрации с управлением на скользящих режимах при решении задачи обеспечения электромагнитной совместимости с сетью активного выпрямителя, выступающего в качестве входного преобразователя частотно-регулируемых электроприводов.

Решение задачи. Схема входного преобразователя ПЧ, представленная на рисунке 1, содержит вентильный блок, собранный на транзисторах VT1-VT6, входной трехфазный LCL фильтр, емкостный фильтр в

цепи постоянного тока C_ϕ . Питание преобразователя осуществляется от трехфазной сети 380В, 50Гц с внутренним сопротивлением Z_s . Нагрузкой входного преобразователя является автономный инвертор напряжения.

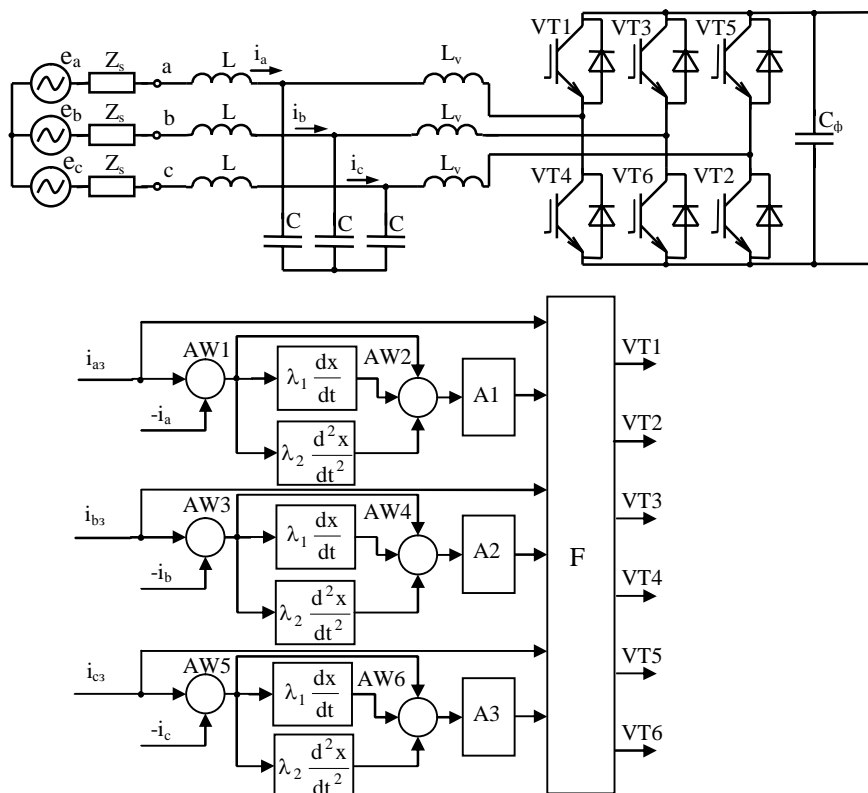


Рисунок 1 – Функциональная схема системы

Приняты допущения – пассивные элементы цепи линейны, их параметры не зависят от времени, вентили идеальные, конденсатор фильтра C_ϕ бесконечной емкости, предварительно заряжен до номинального напряжения.

Математическое описание системы в общем виде имеет вид:

$$\dot{x} = f(x, t, u),$$

где x , f – векторы-столбцы, размерность которых определяется количеством переменных состояния системы; u – вектор управления, каждая компонента которого претерпевает разрывы по своей поверхности, заданной уравнением $s_i(x)=0$

$$u_i(x, t) = \begin{cases} u_i^+(x, t) & \text{при } s_i(x) > 0, \\ u_i^-(x, t) & \text{при } s_i(x) < 0, \end{cases} \quad (i = 1, 2, 3).$$

В качестве поверхностей разрыва выберем:

$$s_i = \eta_i + \lambda_1 \frac{d\eta_i}{dt} + \lambda_2 \frac{d^2\eta_i}{dt^2} = 0, \quad (i = 1, 2, 3), \quad (1)$$

где $\eta_1 = i_{a3} - i_a$ – ошибка величины тока фазы А;

$\eta_2 = i_{b3} - i_b$ – ошибка величины тока фазы В;

$\eta_3 = i_{c3} - i_c$ – ошибка величины тока фазы С;

i_{a3}, i_{b3}, i_{c3} – сигналы задания токов потребляемых из сети;

λ_1, λ_2 – коэффициенты.

Физическая реализация управления осуществляется в функции вектора состояния системы $u_p = (u_{p1}, u_{p2}, u_{p3})^T$, компоненты которого определяются положением изображающей точки относительно поверхности переключения [7]

$$u_{pi} = \begin{cases} 1 & \text{при } s_i(x) > 0, \\ 0 & \text{при } s_i(x) < 0, \end{cases} \quad (i = 1, 2, 3).$$

Каждой комбинации состояний компонент вектора u_p ставится в соответствие комбинация импульсов управления вентилями, реализующая вектор управления u .

Условие существования скользящего режима имеет вид:

$$\begin{aligned} \dot{S}_k(x) > 0 & \text{ при } (S_k(x) < 0, \text{ и } \forall u_j \ (j = 1, 2, 3; j \neq k)), \\ \dot{S}_k(x) < 0 & \text{ при } (S_k(x) > 0, \text{ и } \forall u_j \ (j = 1, 2, 3; j \neq k)), \end{aligned}$$

где $k=3, 1$ в интервалах $0 < \omega t < \pi/3, \pi < \omega t < 4\pi/3$;

$k=1, 2$ в интервалах $\pi/3 < \omega t < 2\pi/3, 4\pi/3 < \omega t < 5\pi/3$;

$k=2, 3$ в интервалах $2\pi/3 < \omega t < \pi, 5\pi/3 < \omega t < 2\pi$.

Функциональная схема системы управления (рисунок 1) содержит сумматоры АW1 – АW6, блоки дифференцирования, релейные элементы А1 – А3, блок логики F.

Сигналы с выходов сумматоров АW2, АW4, АW6 пропорциональные отклонениям проекций изображающей точки от соответствующих поверхностей разрыва, задаваемых (1), поступают на входы релейных элементов А1 – А3. С выходов релейных элементов вектор состояния системы u_p поступает в блок логики F, в котором, в зависимости от состояния вектора u_p и от номера интервала периода повторяемости трехфазной последовательности напряжений, вычисляется комбинация импульсов управления вентилями.

На рисунке 2 представлены диаграммы работы системы в режиме выпрямления. Параметры системы: индуктивность и активное сопротивление дросселей L_v и L соответственно равны $L_v=1$ мГн, $R_v=0.1$ Ом, $L=5$ мГн, $R=0.1$ Ом, емкость конденсатора фильтра равна $C=10$ мкФ. Параметры сети: $L_s=50$ мкГн, $R_s=0.5$ Ом, $E_m=310$ В, $f=50$ Гц. Напряжение на конденсаторе звена постоянного тока равно $U_{C\phi}=700$ В. Включение происходит при нулевых сетевых токах. В установившемся режиме токи, потребляемые из сети, совпадают с соответствующими сигналами задания. Фазные напряжения в точках подключения к сети имеют синусоидальную форму.

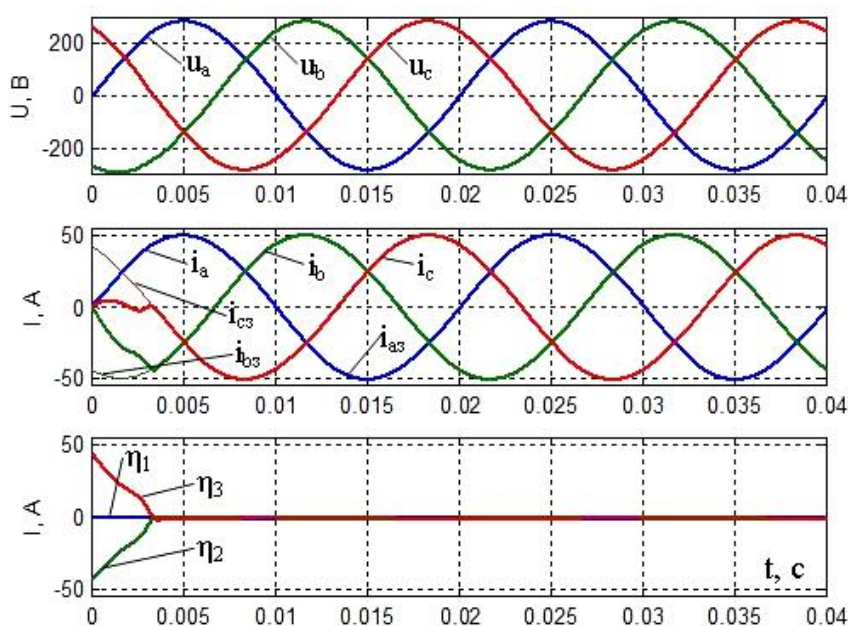


Рисунок 2 – Работа системы в режиме выпрямления

При изменении индуктивности сети от 50 мкГн до 500 мкГн коэффициенты гармоник тока и напряжения составили $THD_I < 0.06\%$, $THD_U < 0.05\%$, что соответствует практически идеальной степени ЭМС с сетью.

На рисунке 3 приведены диаграммы, подтверждающие способность системы регулировать потребляемый из сети ток в широких пределах. При этом в установившихся режимах форма потребляемого из сети тока синусоидальная. Характер переходных процессов апериодический.

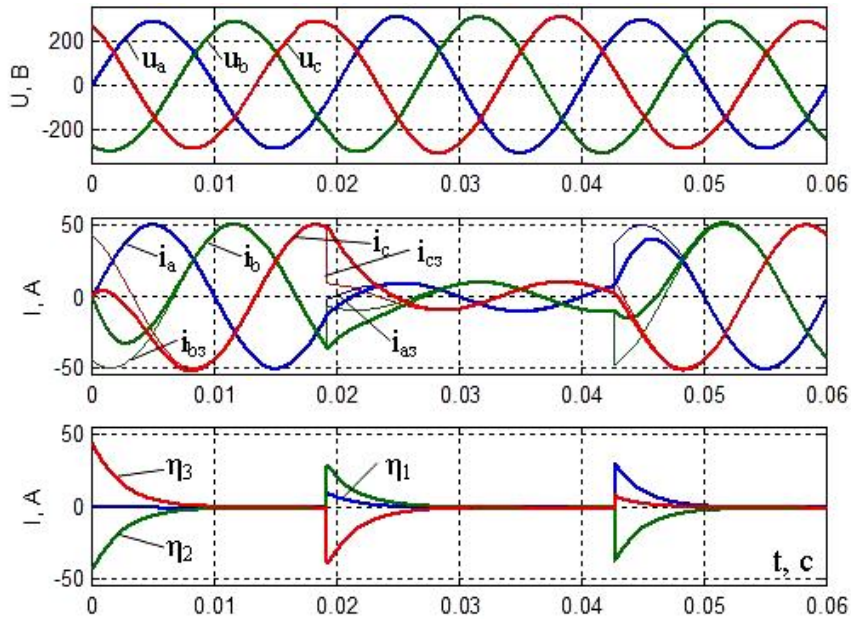


Рисунок 3 – Работа системы в режиме изменения задания на ток

На рисунке 4 приведены диаграммы работы системы при питании от сети с несимметричными фазными напряжениями ($U_{ma}=310V$, $U_{mb}=238V$, $U_{mc}=403V$).

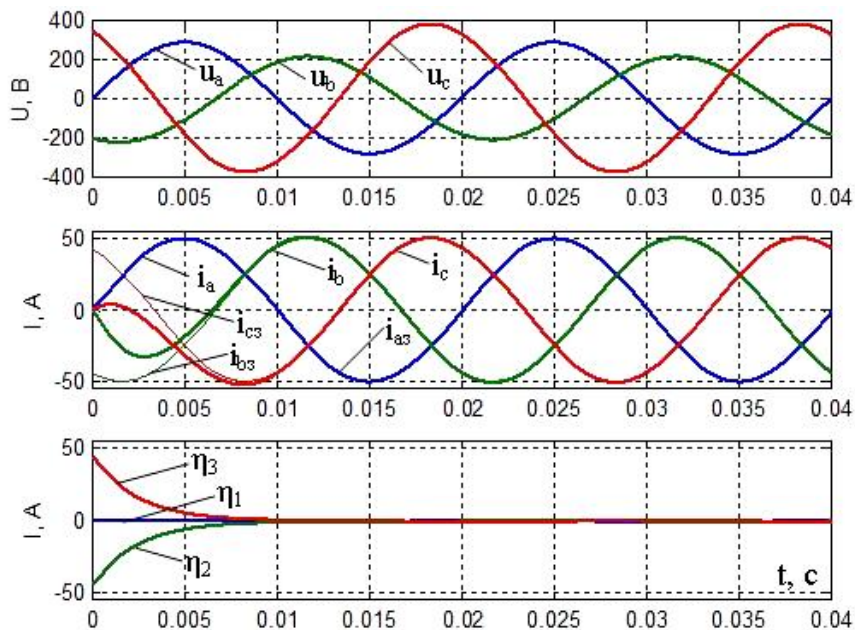


Рисунок 4 – Работа системы при несимметрии напряжений питания

Из диаграмм следует, что система формирует синусоидальные, симметричные потребляемые из сети токи. Коэффициент гармоник тока в этом случае составляет $THD_I < 0.16\%$.

На рисунке 5 представлены диаграммы работы системы от асимметричной сети, напряжения которой содержат высшую гармоническую составляющую ($u_{10}=30\sin(10\omega t)$). Как и в предыдущих случаях, потребляемые токи симметричны и синусоидальны. Коэффициент гармоник тока $\text{THD}_I < 0.18\%$.

Во всех рассмотренных выше режимах первые гармоники потребляемого из сети тока и питающего напряжения совпадают по фазе.

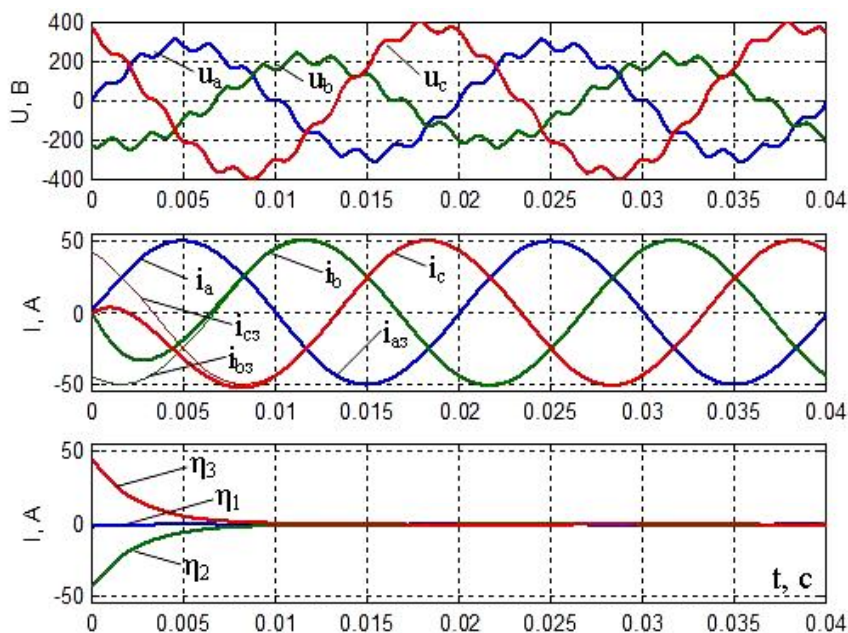


Рисунок 5 – Работа системы при несинусоидальных, несимметричных напряжениях питания

Выводы.

Использование управления на скользящих режимах АВ с входным LCL-фильтром позволяет обеспечить высокую, практически близкую к идеальной, степень электромагнитной совместимости преобразователя с сетью. Изменение импеданса сети практически не влияет на величину коэффициента гармоник сетевого напряжения. Система обладает свойством симметрирования потребляемых токов при питании от несимметричной системы напряжений, содержащих высшие гармонические составляющие. Использование рассмотренной системы в составе ПЧ в качестве входного преобразователя имеет большую перспективу. Дальнейшие исследования следует проводить в направлении изучения свойств рассмотренной системы, определения оптимальных параметров элементов и режимов работы.

Библиографический список

1. Жаркин А.Ф. Выбор параметров пассивного корректора мощности трехфазного выпрямителя для обеспечения норм эмиссии гармоник тока в соответствии с требованиями стандарта EN 61000-3-12-2005 / А.Ф. Жаркин, С.А. Палачев // *Технічна електродинаміка*. – 2008. – Тем. вип. Проблеми сучасної електротехніки. – Ч. 2. – С. 48-52.

2. Денисюк С.П. Оцінка точності вимірювання складових електроенергії в системах з перетворювачами електроенергії / С.П. Денисюк, В.О. Кравцов // *Технічна електродинаміка*. – 2008. – Тем. вип. Проблеми сучасної електротехніки. – Ч. 1. – С. 61-66.

3. Кравченко В.І. Проблеми провадження в Україні технічного регламенту з підтвердження відповідності електромагнітної сумісності / В.І. Кравченко, В.В. Князєв, М.І. Беліков, П.В. Катроша // *Технічна електродинаміка*. – 2008. – Тем. вип. Проблеми сучасної електротехніки. – Ч. 1. – С. 109-112.

4. Волков И.В. Новая концепция построения силовых цепей частотно-регулируемых асинхронных электроприводов / И.В. Волков // *Технічна електродинаміка*. – 1999. - №4. – С. 21-26.

5. Шрейнер Р.Т. Прогнозирующее релейно-векторное управление активным выпрямителем напряжения / Р.Т. Шрейнер, А.А. Ефимов, Г.С. Зиновьев // *Электротехника*. – 2001. - №12. – С. 47-52.

6. Волков А.В. Компенсация мощности искажений и реактивной мощности посредством активного фильтра с прогнозируемым релейным управлением / А.В. Волков, В.А. Волков // *Электротехника*. – 2008. - №3. – С. 2-10.

7. Скурятин Ю.В. Автономный инвертор напряжения электромагнитно совместимый с нагрузкой / Ю.В. Скурятин, Н.А. Денисевич // *Сб. науч. трудов ДонГТУ*. – 2011. - Вып. 35. – С. 293-301.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*к.т.н. Ткачев Р.Ю.,
Глушко О.В.
(ДонГТУ, г Алчевск, Украина)*

СТРУКТУРНО-ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ ОБЪЕКТОВ С РЕЦИКЛОМ НА ОСНОВЕ ДИСКРЕТНОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ ВЫХОДНОЙ КООРДИНАТЫ

Розглядається метод структурно-параметричної ідентифікації систем з рециклом на основі дискретної послідовності вихідної координати з використанням математичного апарату Z-перетворювання та аналітичної теорії ланцюгових дробів.

Ключові слова: *структурно-параметрична ідентифікація, система з рециклом, ланцюгові дроби.*

Рассматривается метод структурно-параметрической идентификации систем с рециклом на основе дискретной последовательности выходной координаты с использованием математического аппарата Z-преобразования и аналитической теории цепных дробей.

Ключевые слова: *структурно-параметрическая идентификация, система с рециклом, цепные дроби.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Во многих технологических процессах химической, нефтехимической, металлургической, горной и других промышленности встречаются объекты, в которых выходной поток или его часть возвращается на вход технологического агрегата. Такие объекты называют объектами с рециклом. Их характерной особенностью является наличие звена запаздывания в координатах объекта и вызвано оно именно контуром рециркуляции вещества, по которому выходной сигнал объекта, спустя время τ , поступает на его вход. Последнее имеет место во множестве практических многостадийных процессах, например, в процессах, протекающих в измельчительных агрегатах, агломерационных и флотационных машинах, а так же во множестве химических процессов, как например, в производстве серной кислоты, абсорбции, очистке сточных вод, и т.п. [1, 2].

Известно, что только при помощи рециркуляции можно добиться максимального использования сырья или энергоресурсов. Поэтому в последнее время существует тенденция развития многих технологических схем в переходе от работы агрегатов с открытым циклом к техно-

логическим процессам с рециклом. Однако наличие в структуре технологического агрегата рециркуляционных потоков значительно усложняет объект исследования. Для осуществления эффективного управления такими объектами необходимы модели, особенно высокой степени точности т.к. даже незначительные изменения параметров и структуры модели относительно реального объекта могут привести к существенной потере качества управления, или даже к потере устойчивости.

Анализ исследований и публикаций. Из-за большой роли фактора рециркуляции и вследствие сложности идентификации известными методами, процедуре идентификации объектов с рециклом посвящено сравнительно мало работ.

Известны два подхода к идентификации таких объектов: с целенаправленным вмешательством в цепь рецикла (наиболее популярный подход) и без него [3]. Первый вариант позволяет получать динамические характеристики объекта с рециклом при замкнутой и разомкнутой цепи рецикла. А второй – только при замкнутой цепи рецикла. В обоих вариантах используются модифицированные рекуррентные алгоритмы идентификации, позволяющие уточнять параметры моделей, однако очевидным недостатком является то, что структура моделей является предопределенной, что может отрицательно сказываться на точности модели. Таким образом, осуществление не только параметрической, но и структурной идентификации является актуальной задачей, решение которой позволит улучшить качество работы систем управления объектами с рециклом.

Существующие методы определения структуры модели на основе итерационного перебора позволяют получить высокоточные результаты лишь в том случае, когда удачно задан класс моделей-кандидатов. Кроме того недостатком данных методов является большой объем вычислений и невозможность их применения в режиме реального времени с учетом существующих на сегодняшний день вычислительных мощностей.

Большинство методов структурной идентификации, включая предложенные Карабутовым Н.Н. [4], основанные на анализе фазовых портретов системы, не позволяют выявлять характерные динамические свойства объекта, при наличии запаздывания.

На практике используются, как правило, аналитические методы определения структуры моделей, полученные таким образом аппроксимирующие модели обычно отличаются от истинного описания как структурно, так и параметрически, что приводит к потере качества управления при автоматизации этих процессов. Таким образом, ввиду сложности протекающих процессов в системах с рециклом, методы

структурно-параметрической идентификации данного вида систем на сегодняшний день не разработаны.

Постановка задачи. Ввиду того, что ввод информации о состоянии технологических процессов в современных системах управления осуществляется в цифровом виде, а большинство практических методов синтеза систем управления основаны на использовании моделей в виде непрерывных передаточных функций (НПФ), в данной работе ставится задача структурно-параметрической идентификации НПФ объектов с рециклом на основе значений измеряемых параметров в дискретные моменты времени.

Изложение материала и его результаты. Проблема структурно-параметрической идентификации линейных динамических объектов с запаздыванием может быть решена с помощью свертки цепных дробей аппроксимирующих аналитические функции, представленные формальными рядами Лорана (ФРЛ) с последующим восстановлением НПФ на основании полученной в результате свертки дискретной передаточной функции (ДПФ). Общая теория соответствия непрерывных дробей и ФРЛ представлена в литературе посвященной аналитической теории непрерывных дробей [5,6]. В качестве формы представления цепных дробей будем использовать форму Роджерса, в качестве метода свертки, был выбран метод Рутисхаузера, согласно которому формируется цепная дробь вида [6]:

$$\frac{c_0}{1 - \frac{q_1^{(0)} z^{-1}}{1 - \frac{e_1^{(0)} z^{-1}}{1 - \frac{q_2^{(0)} z^{-1}}{1 - \frac{e_2^{(0)} z^{-1}}{\dots}}}}}$$

где последовательности $\{e_m^{(n)}\}$ и $\{q_m^{(n)}\}$, соответствующие ФРЛ по убывающим степеням z $\{c_n\}$:

$$e_0^{(n)} = 0, \quad n = 1, 2, 3, \dots, \quad q_1^{(n)} = \frac{c_{n+1}}{c_n}, \quad n = 1, 2, 3, \dots,$$

$$e_m^{(n)} = q_m^{(n+1)} - q_m^{(n)} + e_{m-1}^{(n+1)}, \quad m = 1, 2, 3, \dots, \quad n = 0, 1, 2, \dots,$$

$$q_{m+1}^{(n)} = \frac{e_m^{(n+1)}}{e_m^{(n)}} q_m^{(n+1)}, \quad m = 1, 2, 3, \dots, \quad n = 0, 1, 2, \dots$$

Поскольку $e_m^{(n)} \neq 0$, то необходимо последовательности $\{c_n\}$ сдвигать до первого ненулевого элемента, в связи с чем, результирующая непрерывная дробь будет умножена на z^{-d} согласно теореме о запаздывании, где d – сдвиг решетчатой функции.

Определение искомой цепной дроби может быть реализовано с помощью расчета матрицы идентификации вида

$$\begin{pmatrix} 0 & a_{1,1} & a_{1,2} & \dots & a_{1,n-2} & a_{1,n-1} \\ 0 & a_{2,1} & a_{2,2} & \dots & a_{2,n-2} & \\ \dots & \dots & \dots & \dots & & \\ 0 & a_{n-1,1} & & & & \\ 0 & & & & & \end{pmatrix}, \quad (1)$$

где n - длина последовательности $\{c_n\}$, $a_{i,1} = \frac{c_{i+1}}{c_i}$, и для $j \geq 2$:

$$a_{i,j} = \frac{a_{i+1,j-1}}{a_{i,j-1}} a_{i+1,j-2} \text{ - для четных } j \text{ и } a_{i,j} = a_{i+1,j-1} - a_{i,j-1} + a_{i+1,j-2} \text{ - для не-}$$

четных j .

Расчет ведется до первого нулевого (или близкого к нулю) элемента первой строки (что обеспечивает малую величину остаточного ряда цепной дроби), после чего на основе элементов первой строки формируется цепная дробь, свертка которой с учетом известного изображения входного сигнала определит ДПФ объекта в дробно-рациональной форме

$$G(z) = \left(\frac{c_0}{1} - \frac{a_{1,1}z^{-1}}{1} - \dots - \frac{a_{1,n}z^{-1}}{1} \right) \frac{z^{-d}}{Z(y_{\bar{n}}(t))} = \frac{b_0 + b_1z^{-1} + \dots + b_nz^{-n}}{1 + h_1z^{-1} + \dots + h_nz^{-n}} z^{-d}, \quad (2)$$

где n - порядок модели, определяемый размерностью идентифицирующей матрицы; d - дискретное значение транспортного запаздывания; $y_{\bar{n}}(t)$ - дискретная последовательность входного сигнала.

Исходя из строгой эквивалентности дискретной модели непрерывному объекту, можно восстановить исходную НПФ с помощью обратного согласованного Z-преобразования.

Причем целесообразно производить преобразование в пределах основной полосы частот, исходя из чего, отрицательные корни z-плоскости отбрасываются при отображении в s-плоскость, что позволяет восстановить точную структуру идентифицируемого объекта. При этом стоит учесть влияние отброшенных корней на установившееся значение переходного процесса системы и скорректировать соответствующим образом коэффициент усиления объекта согласно теоремы о граничных значениях. Параметрическое соответствие модели объекту при этом главным образом зависит от ошибки дискретизации

запаздывания. В общем случае запаздывание непрерывного объекта можно представить в виде: $\tau = d \cdot T - \Delta\tau$, где $\Delta\tau$ - ошибка дискретизации запаздывания, $0 \leq \Delta\tau < T$. Очевидно, что точное определение параметров модели возможно в случае, когда дискретное транспортное запаздывание d точно соответствует непрерывному ($\Delta\tau = 0$). Иначе имеет место смещение решетчатой функции, которое приводит к искажению нулей восстановленной модели. Так, если все полюса НПФ простые, то уточнить параметры модели можно на основе решения системы уравнений, согласно формуле модифицированного Z-преобразования

$$G^*(z, m) = z^{-1} \sum_{i=1}^n M_i(s_i^n) \frac{e^{msT}}{1 - e^{sT} z^{-1}}, \quad (3)$$

где s_i^i – известные полюса приведенной НПФ системы; $M_i(s_i^n)$ – вычеты в этих полюсах; m - смещение решетчатой функции.

Исходя из (3), с учетом ранее определенных параметров НПФ с помощью согласованного обратного z-преобразования с отбрасыванием корней, можно составить систему уравнений

$$\begin{cases} k(s_1^i - s_1^f)(s_1^i - s_2^f) \dots (s_1^i - s_j^f) e^{ms_1^i T} = X_1 D'(s_1^i) \\ k(s_2^i - s_1^f)(s_2^i - s_2^f) \dots (s_2^i - s_j^f) e^{ms_2^i T} = X_2 D'(s_2^i) \\ \dots \\ k(s_i^i - s_1^f)(s_i^i - s_2^f) \dots (s_i^i - s_j^f) e^{ms_i^i T} = X_i D'(s_i^i) \end{cases}, \quad (4)$$

где s_i^i – неизвестные нули НПФ; m – неизвестное смещение решетчатой функции; X_i – известные числители соответствующих простых дробей ДПФ; $D'(s_i^i)$ – производная характеристического полинома приведенной НПФ системы, как функция от известных полюсов.

В случае кратных, либо же достаточно близких по значению полюсов НПФ, применение формулы (3) невозможно (в связи с делением на ноль, либо на величину, стремящуюся к нулю). В таком случае логичным решением является составление подобной системы на базе разложения НПФ на простые дроби, с последующим вычислением Z-преобразования по формуле (3) для дробей, не содержащих кратные

полюса и для дробей, содержащих кратные полюса согласно известному отношению

$$\text{если } G(s) = \frac{\partial}{\partial a} G_1(as), \text{ то } Z(G(s)) = \frac{\partial}{\partial a} Z(G_1(as)). \quad (5)$$

Переходной процесс системы с контуром рецикла можно разделить на три стадии: 1) процесс в разомкнутом главном канале (ввиду наличия запаздывания обратная связь на данном этапе не действует); 2) процесс, обусловленный запазданной реакцией обратной связи; 3) процесс, вызванный реакцией на предыдущий этап и т.д.

Выявить данные этапы переходных процессов можно на основе оценки конечных разностей дискретной последовательности выходной величины, однако данная процедура связана с большим объемом вычислений, поэтому ее применение не желательно.

Первый этап переходного процесса позволяет определить передаточную функцию основного канала. Определение же передаточной функции замкнутой системы на основе непосредственной идентификации второго этапа переходного процесса представляет собой сложную задачу ввиду наличия запаздывания не только по выходу, но и по состоянию. Кроме того, количество нулей и полюсов замкнутой системы больше, чем у контуров, взятых по отдельности, и если учесть тот факт, что длительность каждого последующего этапа меньше предыдущего, для идентификации замкнутой системы может просто не хватить дискретных отсчетов.

Решить данную проблему можно за счет перехода от ДПФ, полученной в результате свертки цепной дроби, к уравнению в конечных разностях. Так как данное уравнение соответствует смещенной решетчатой функции, то разрешив его относительно входной координаты можно определить выход контура рецикла с высокой степенью точности. Кроме того, данный подход также позволяет определить начало следующего этапа идентификации по изменению восстановленной входной координаты при известной входной последовательности и тем самым избежать процедуры оценки конечных разностей. Используя восстановленную последовательность входной координаты главного контура можно восстановить передаточную функцию последовательно соединенных основного и рециркулирующего каналов. После чего с учетом ранее определенной передаточной функции главного канала, восстановить передаточную функцию канала рецикла не представляет сложности.

Рассмотрим методику идентификации на примере объекта с рециклом, прямой канал которого зададим передаточной функцией

$$W_{i\tilde{m}}(s) = \frac{(s+1)}{(2s+1)^2} e^{-12,3s}, \quad (6)$$

а канал рециркуляции – передаточной функцией

$$W_{\delta}(s) = \frac{0,6}{(1,5s+1)} e^{-2,1s}. \quad (7)$$

В качестве входного сигнала $x(t)$ принят единичный ступенчатый сигнал. Ряд значений отклика объекта, при шаге дискретизации $T=1c$ $\{y\} = \{0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0; 0,1720; 0,3909; 0,5658; 0,6973; 0,7926; 0,8597; 0,9061; 0,9378; 0,9590; 0,9732; 0,9826; 0,9887; 0,9927; 0,9953; 0,9970; 1,0008; 1,0174; 1,0529; 1,1051; 1,1677; 1,2340; 1,2986; 1,3576; 1,4092; 1,4524; 1,4877; 1,5158; 1,5376; 1,5543; 1,5669; 1,5762\dots\}$.

Составим идентифицирующую матрицу прямого канала

$$\begin{matrix} 0 & 2,2730 & -0,8257 & 0,3763 & -0,0406 & 0,4301 & 0 \\ 0 & 1,4472 & -0,2147 & 0,5505 & -0,0317 & 0,4618 & \\ 0 & 1,2325 & -0,0959 & 0,6147 & -0,0238 & & \\ 0 & 1,1366 & -0,0519 & 0,6428 & & & \\ 0 & 1,0847 & -0,0307 & & & & \\ 0 & 1,0540 & & & & & \\ 0 & & & & & & \end{matrix}.$$

ДПФ главного канала с учетом изображения входного сигнала

$$G_{i\tilde{m}}(z) = z^{-13} \left(\frac{0,1720}{1} - \frac{2,2703z^{-1}}{1} + \frac{0,8257z^{-1}}{1} - \frac{0,3763z^{-1}}{1} + \frac{0,0406z^{-1}}{1} - \frac{0,4301z^{-1}}{1} \right) \frac{z-1}{z} = z^{-13} \frac{0,172z^3 - 0,1617z^2 + 0,03779z + 0,02748}{z^3 - 2,213z^2 + 1,581z - 0,3679}. \quad (8)$$

Соответствующее уравнение в конечных разностях, разрешенное относительно входной координаты, с учетом сдвига выходной последовательности на смещение решетчатой функции

$$x(n) = 5,814y(n) - 12,8663y(n-1) + 9,1919y(n-2) - 2,1390y(n-3) + 0,9401x(n-1) - 0,2197x(n-2) - 0,1598x(n-3). \quad (9)$$

Восстановленная на основе (9) последовательность входной координаты прямого канала $\{x\} = \{1; 1 \dots 1; 1,0157; 1,0884; 1,1838; 1,2780; 1,3598; 1,4256; 1,4761; 1,5135; 1,5404, 1,5595\dots\}$.

Вычитая из данной последовательности 1, получим последовательность для идентификации контура рецикла $\{y_\delta\} = \{0,0157; 0,0884; 0,2780; 0,3598; 0,4256; 0,4761; 0,5135; 0,5404; 0,5595\dots\}$. Составим матрицу идентификации для канала рециркуляции

$$\begin{matrix} 0 & 5,6241 & -3,5436 & 0,3336 & -0,3208 & 0,2565 & -0,0158 & 0,3925 & 0 \\ 0 & 2,0805 & -0,5682 & 0,5810 & -0,1416 & 0,3822 & -0,0163 & 0,4087 & \\ 0 & 1,5123 & -0,2183 & 9,6578 & -0,0823 & 0,4483 & -0,0148 & & \\ 0 & 1,2940 & -0,1110 & 0,6864 & -0,0537 & 0,4872 & & & \\ 0 & 1,1830 & -0,0644 & 0,6971 & -0,0376 & & & & \\ 0 & 1,1186 & -0,0401 & 0,6997 & & & & & \\ 0 & 1,0785 & -0,0260 & & & & & & \\ 0 & 1,0525 & & & & & & & \\ 0 & & & & & & & & \end{matrix}$$

и в соответствии с методом определим ДПФ

$$G_{i\delta}(z) = z^{-15} \frac{0,01571z^4 + 0,02981z^3 - 0,05991z^2 + 0,01274z + 0,001649}{z^4 - 2,726z^3 + 2,717z^2 - 1,18z + 0,1889}. \quad (10)$$

На основе согласованного обратного Z-преобразование с учетом отброшенных корней и корректировки коэффициентов усиления, определим НПФ соответствующие (8) и (10):

$$G_{i\tilde{m}}(s) = \frac{0,2461(s + 0,9919)}{(s + 0,5)^2} e^{-13s}, \quad (11)$$

$$G_{i\delta}(s) = \frac{0,015711(s + 1)}{(s + 0,6667)(s + 0,5)^2} e^{-15s}. \quad (12)$$

В общем случае для получения точных НПФ необходимо решать системы уравнений, составленных на основе (3)-(6).

Рассмотрим процесс уточнения параметров модели на основе передаточной функции основного канала (8). С учетом передаточной функции экстраполятора нулевого порядка, ДПФ (8) примет вид

$$G_{i\tilde{m}}(z) = z^{-13} \frac{0,172z^3 + 0,01031z^2 - 0,02748z - 0,09127}{z^3 - 2,213z^2 + 1,581z - 0,3679}.$$

Представив данную ДПФ в виде суммы простых дробей получим

$$G_{i\tilde{m}}(z) = \frac{-0,10684}{(z - 0,6065)^2} - \frac{-0,82792}{z - 0,6065} + \frac{0,9999}{z - 1}.$$

Тогда система уравнений для уточнения параметров модели

$$\begin{cases} -\frac{k}{0,25} s_i = 0,9999, \\ \frac{k}{0,25} e^{-0,5m} (0,5m(-s_i - 0,5) - s_i) = 0,82792, \\ \frac{k}{0,25} 0,5e^{-0,5m} (-s_i - 0,5)e^{-0,5} = 0,10684. \end{cases}$$

Решение данной относительно неизвестных параметров k , m , s_i численными методами (где в качестве начальных приближений k и s_i целесообразно использовать параметры определенной на основе обратного согласованного Z-преобразования НПФ (11), а начальное значение смещения решетчатой функции m принять равным 0,5).

В результате решения данной системы была с точностью восстановлена передаточная функция основного канала

$$G_{i\tilde{m}}(s) = \frac{0,25(s+1)}{(s+0,5)^2} e^{-12,3s}. \quad (13)$$

На основе аналогичной системы уравнений, составленной для (10) можно определить точную НПФ последовательно соединенных основного канала и канала рециркуляции, в результате чего

$$G_{i\delta}(s) = \frac{0,1(s+1)}{(s+0,6667)(s+0,5)^2} e^{-14,4s}. \quad (14)$$

Разделив (14) на (13) получим передаточную функцию канала рециркуляции

$$W_{\partial}(s) = \frac{0,4}{(s + 0,6667)} e^{-2,1s}.$$

Таким образом, с высокой степенью точности были восстановлены передаточные функции основного канала и контура рециркуляции.

Выводы и направления дальнейших исследований.

Представленные результаты позволяют сделать вывод о возможности определения точной структуры и параметров объектов управления с контурами рециркуляции на основе свертки цепных дробей на основе дискретной последовательности выходной координаты системы. Направлением дальнейших исследований являются модификации метода для применения в условиях существенно-зашумленных измерений выходной координаты, а также разработка методов идентификации систем с рециклом на основе импульсных воздействий.

Библиографический список

1. Утеуш Э. В. *Управление измельчительными агрегатами* / Э. В. Утеуш, З. В. Утеуш. — М.: Машиностроение, 1973. — 280 с.
2. Амелин А. Г. *Производство серной кислоты* / А. Г. Амелин, Е. В. Яшке. — М.: Высшая школа, 1980. — 245 с.
3. Львова Е. И. *Принципы, методы и алгоритмы идентификации промышленных объектов* / Е. И. Львова, Л. П. Мишляев // Труды VIII Международной конференции "Идентификация систем и задачи управления" SCIPRO'09. — 2009. — С. 889—899.
4. Карабутов Н. Н. *Структурная идентификация систем. Анализ динамических структур* / Н. Н. Карабутов. — М.: МГИУ, 2008. — 160 с.
5. Бейкер Дж. *Аппроксимации Паде* / Дж. Бейкер, П. Грейвс-Моррис. — М.: Мир, 1986. — 502 с.
6. Джонс У. *Непрерывные дроби. Аналитическая теория и приложения* / У. Джонс, В. Трон. — М.: Мир, 1985. — 414 с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*Худобин К.В.,
к.т.н. Цодик И.А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, hudobin1987@mail.ru)*

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТЕРЖНЯ КОРОТКОЗАМКНУТОЙ ОБМОТКИ РОТОРА АСИНХРОННЫХ МАШИН, С ПОМОЩЬЮ ПОЛЕВЫХ РАСЧЕТОВ

Разработана методика определения активных и индуктивных сопротивлений стержня короткозамкнутого ротора асинхронных машин с учетом эффекта вытеснения тока и насыщения коронок зубцов, основанная на результатах численных расчетов электромагнитного поля машины в пакете программы COMSOL. Приведены сравнительные расчеты для трех типов асинхронных двигателей.

Ключевые слова: *стержень короткозамкнутой обмотки ротора, асинхронный двигатель, активное, индуктивное сопротивление, эффект вытеснения тока, насыщение, метод конечных элементов.*

Розроблено методику визначення активних і індуктивних опорів стержня короткозамкнутого ротора асинхронних машин з урахуванням ефекту витіснення струму і насичення коронок зубців, заснована на результатах чисельних розрахунків електромагнітного поля машини в пакеті програми COMSOL. Наведено порівняльні розрахунки для трьох типів асинхронних двигунів.

Ключові слова: *стрижень короткозамкнутою обмотки ротора, асинхронний двигун, активний, індуктивний опір, ефект витіснення струму, насичення, метод кінцевих елементів.*

Как известно, пусковые характеристики асинхронного двигателя при прочих равных условиях, зависят от величины активного сопротивления обмотки ротора. Для улучшения пусковых характеристик современных асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором используется эффект вытеснения тока, в результате действия которого плотность тока становится неравномерной - в верхней части стержней возрастает, а в нижней части уменьшается. Это приводит к увеличению активного и уменьшению индуктивного сопротивлений обмотки ротора, что приводит к повышению пускового момента и пускового тока.

Для многих вариантов сечения паза ротора расчет активных и индуктивных сопротивлений ведется на основе аналитических зависимостей полученных на основе экспериментальных исследований.

Так для прямоугольного паза коэффициенты, показывающие, во сколько раз изменяются активные и индуктивные сопротивления стержня за счет эффекта вытеснения тока имеют вид:

$$K_r = \zeta \cdot \frac{sh2\zeta + \sin 2\zeta}{sh2\zeta - \cos 2\zeta}, \quad (1)$$

$$K_x = \zeta \cdot \frac{sh2\zeta + \sin 2\zeta}{sh2\zeta - \cos 2\zeta}, \quad (2)$$

где: h_0 – высота стержня; b_{CT} и $b_{П}$ – ширина стержня и паза; f_2 – частота тока в стержне; ρ – удельное сопротивление материала стержня h –высота паза ротора; h_r – эквивалентная глубина проникновения тока;

$\mu = \mu_0$ – магнитная проницаемость; γ – удельная проводимость материала стержня ротора.

Здесь
$$\xi = h_r \sqrt{\pi \mu_0 \cdot \frac{b_{CT}}{b_{П}} \cdot \frac{f_2}{\rho}}, \quad h_r = \frac{h_c}{1 + \varphi}.$$

Для наиболее часто употребляемых сечений паза алгоритмы расчетов, полученные на основании экспериментальных исследований, широко приведены в литературе (см. например [1]). Для менее распространенных сечений имеющиеся алгоритмы дают значительные погрешности.

Исходя из этого, возникает задача разработки более точной методики определения параметров стержня ротора с учетом эффекта вытеснения тока и насыщения коронок зубцов на стадии проектирования двигателя.

В данной работе показано последовательность определения активного и индуктивного сопротивлений стержня ротора с помощью пакета программ *COMSOL Multiphysics 3.5a*.

Для сравнения в работе приведены сравнительные расчеты активного и индуктивного сопротивления пазов трех двигателей. На рис.1 приведены размеры пазов для которых рассчитывались активные и индуктивные сопротивления.

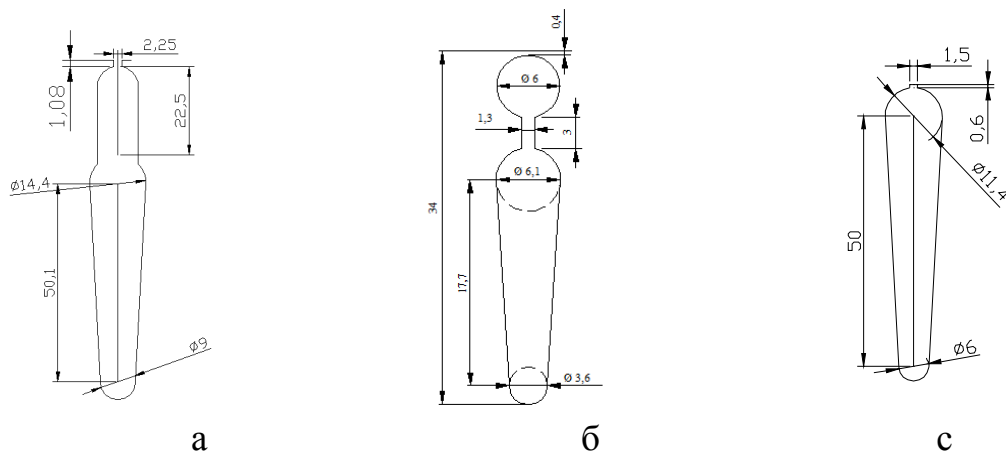


Рисунок 1 – Формы пазов ротора

Паз на рис.1.а. - это паз двигателя ВАОЗ-355М6, паз на рис.1.б. - паз двигателя ЗВР-225М4, Паз на рис.1.с. двигателе - паз двигателя ВАО-355L10.

Общая постановка задачи расчета активных и индуктивных сопротивлений стержня короткозамкнутой обмотки ротора

Первый шаг – выбор типа задачи в пакете программ *COMSOL Multiphysics 3.5a* выбираем двухмерное моделирование с использованием библиотеки AC\DC Modul \ Static Magnetik\ Perpendicular Induction Current, Vector Potential\Time-harmonic analysis. (Модуль постоянный \ переменный ток \ Статический магнетизм \ Перпендикулярно Индукционный ток, векторный потенциал.

Параметры двумерной модели:

Второй шаг построение геометрической модели. Здесь строится геометрия паза и исследуемой области. На рис.2 приведена геометрическая модель паза на рис.1.а. Модель имеет две области, первая область - сталь активной части ротора, а вторая область - это стержень короткозамкнутой обмотки ротора рис.2.

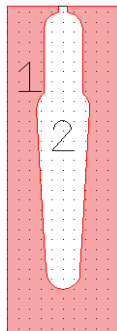


Рисунок 2 – Геометрическая модель паза

После построения геометрической модели необходимо задавать граничные условия. Учитывая что мы пренебрегаем потоками рассеивания которые замыкаются через воздушный зазор на верхней границе области исследования задаем магнитную изоляцию (Magnetic insulation).

В данной модели расчет ведется для одного паза. В реальном двигателе на параметры стержня влияют соседние пазы, потоки рассеивания которых направлены навстречу потоку рассеивания исследуемого паза поэтому насыщается только коронки зубцов. Чтобы учесть этот фактор на боковых границах задаем условие (Magnetic field).

Ярмо ротора тоже, как правило, не насыщается магнитным потоком рассеивания поэтому на нижней границе области тоже граничное условие (Magnetic field \ Магнитное поле).

Параметры стали ротора:

Относительная магнитная проницаемость (Relative permeability) μ_r стали ротора μ_r задается функцией стали 2312 взятая из справочника.

Относительная диэлектрическая проницаемость (Relative permittivity) $\xi_r=1$. Длина активной части ротора, для каждой из машин L1=0.475 м. L2=0.26 м. L3=0.595 м.

Параметры стержня:

Относительная проницаемость (Relative permeability) $\mu_r=1$. Электропроводимость (Electric conductivity) алюминиевого стержня

$\sigma = 20.5 \cdot 10^6$. Относительная диэлектрическая проницаемость (Relative permittivity) $\xi_r=1$. Задаем стороннее напряжение на концах стержня, то есть разность потенциалов (Potential difference). Предварительное значение разности потенциалов можно рассчитать по формуле (3).

$$\Delta U = \frac{k_E \cdot U_{lf}}{2 \cdot W_1 \cdot k_{i\alpha 1}} \cdot (0.9 \div 0.7), \quad (3)$$

где: $k_{i\alpha 1}$ - обмоточный коэффициент; W_1 - число витков; U_{lf} - номинальное напряжение; k_E - коэффициент.

Соотношение(3) получено исходя из коэффициента трансформации и учитывает, что напряжение на стержне с учетом падения напряжения в коротко замыкающих кольцах составляет 90-70% от наведенной ЭДС.

После задания параметров производим расчет. Затем находим полный ток стержня (Postprocessing \ Subdomain Integration \ Predefined quantities (Total current density, z component). Активное и индуктивное сопротивление стержня можно получить по формуле $Z = U / I$. При различных скольжения необходимо менять частоту тока в сети и одновре-

менно уменьшать приложенное напряжение. Формула для расчета напряжения (3) должна быть скорректирована
$$\Delta U = \frac{k_E \cdot U_{lf}}{2 \cdot W_1 \cdot k_{i\acute{a}l}} \cdot S.$$

Были проведены расчеты пусковых характеристик двигателей (ВАОЗ-355М6, ЗВР-225М, ВАО-355L10) результаты расчетов приведены в табл. 1 по методитеке [1].

Таблица 1 - Результаты расчетов

Марка двигателей	Параметры двигателей	Методика [1]	COM-SOL	Каталог ПЕМЗ
ВАОЗ-355М6	Относительное значение пускового тока	5.3	5.7	6.0
	Относительное значение пускового момента	1.2	1.4	1.7
ЗВР-225М4	Относительное значение пускового тока	7.534	7.524	7.5
	Относительное значение пускового момента	2.434	2.476	2.6
ВАО-355L10	Относительное значение пускового тока	4.65	5.072	6.0
	Относительное значение пускового момента	1.02	0.756	1.4

Выводы: Из результатов расчета (см.табл.1), видно что описанная последовательность позволяет определить активные и индуктивные сопротивления стержня произвольной формы с достаточно высокой точностью.

Библиографический список

1. Копылов И.П. Проектирование электрических машин: учеб. пособие для вузов. / [И.П.Копылов, и др.; под ред. И.П.Копылова]. – М.: Энергия, 1980. – 496 с.

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

*Вержаковский А.А.,
к.т.н. Пупков В.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

КЛЮЧ ЗАЩИТЫ ПРОГРАММНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ, ИСПОЛЬЗУЮЩИЙ ВСТРОЕННУЮ ОПЕРАЦИОННУЮ СИСТЕМУ

Запропоновано концепцію апаратного ключа захисту програмного забезпечення який використовує спеціалізовану вбудовану операційну систему і програму завантажувач.

***Ключові слова:** ключ захисту програмного забезпечення, операційна система реального часу, мікроконтролер, завантажувач.*

Предложена концепция аппаратного ключа защиты программного обеспечения, который использует специализированную встроенную операционную систему и программу загрузчик.

***Ключевые слова:** ключ защиты программного обеспечения, операционная система реального времени, микроконтроллер, загрузчик.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Использование электронных ключей защиты программного обеспечения приобретает в последнее время все большую популярность среди производителей программного обеспечения и находится в постоянном развитии. Необходимость использования систем защиты программного обеспечения обусловлена рядом проблем, среди которых следует выделить несанкционированное использование программного обеспечения и незаконное его распространение и сбыт. Положительные сторонами использования именно электронных ключей защиты является то, что данные системы обеспечивают высокий уровень защиты программного обеспечения от анализа его алгоритмов и существенно увеличивают стойкость систем защиты других типов [1]. Поэтому электронные ключи защиты востребованы и успешно используются многими разработчиками программных продуктов. В течение последних лет аппаратные средства защиты ПО прошли не один этап развития от простейших элементов памяти до сложных микропроцессорных устройств, которые реализуют разнообразные алгоритмы проверок, основанные на современных методах шифрования, а также допускают возможность переноса выполняемого кода в электронный ключ [2, 3]. Но применение

микропроцессорных ключей защиты накладывает определенные трудности на сам процесс разработки программного обеспечения, поскольку требуется определенные знания для портирования участков кода в электронный ключ. Большинство производителей, электронных ключей защиты, поставляет специальные утилиты, упрощающие этот процесс. Но, несмотря на это использование таких ключей, существенно осложняет процесс создания программного обеспечения, а также вызывает значительные трудности при смене поставщика электронных ключей защиты.

Анализ исследований и публикаций.

Современные ключи (Guardant Code от Компании "Актив", LOCK от Astroma Ltd., Rokey6 Smart от Feitian, Senselock от Seculab) позволяют разработчику хранить собственные алгоритмы или даже отдельные части кода приложения (например, специфические алгоритмы разработчика, получающие на вход большое число параметров) и исполнять их в самом ключе на его собственном микропроцессоре, а также другие сервисные функции [4]. Например электронный ключ с загружаемым кодом Guardant Code позволяет не только выполнять произвольный код в памяти микроконтроллера но и дает возможность доверенного удаленного программирования электронного ключа. Что особенно важно, когда появляется насущная необходимость перепрограммировать ключи, находящиеся у конечных пользователей [5].

Основные этапы переноса кода в электронный ключ следующие:

- Произвольный код подбирается и подготавливается таким образом, чтобы его можно было перенести в электронный ключ.
- Алгоритм преобразуется для использования в электронном ключе.
- При помощи утилит поставляемых производителем ключа скомпилированный алгоритм помещается в ключ.
- После этого загруженный код используется из защищенного приложения вызовом специальных API функций.

Поэтому для использования ключа защиты требуются достаточные знания не только в области безопасности и системного программирования а также изучение специализированных комплектов средств разработки.

Существенно упростить сложность разработки защищенного программного обеспечения и снизить цену ключей защиты можно за счет применения встроенной операционной системы, которая позволит унифицировать процесс переноса кода в электронный ключ, сделав его прозрачным для пользователя.

Изложение материала и его результаты.

Проектирование нового ключа защиты основывалось на следующих новых технологиях микропроцессорной техники:

- прошивка микроконтроллера посредством программы загрузчика (bootloader);

- встроенные операционные системы реального времени.

Комбинирование этих двух технологий дает возможность существенно упростить разработку ключа защиты и в значительной мере унифицировать процесс загрузки кода приложения в электронный ключ.

При разработке ключа использовался контроллер семейства AVR. Практически все микроконтроллеры серии Mega с памятью от 8КБ могут программироваться с использованием программы загрузчика. При загрузке контроллера управление первым делом передается загрузчику, и он проверяет, есть ли условие для запуска. Условие может быть любым, но обычно это либо наличие специализированной посылки по последовательному интерфейсу, либо наличие нужного логического уровня на выбранной ножке контроллера. Если условие есть — то загрузчик может, например, принять прошивку по UART и сам прошить ее во флеш память. Если разрешающего условия при старте нет, то загрузчик завершает свою работу и передает управление основной программе [6]. Поставляемые фирмой Atmel загрузчики поддерживают зашифрованные загружаемые программы, что дает возможность безопасно обновлять прошивку (рис. 1).

Производитель, используя ключ шифрования (алгоритм AES) подготавливает программу загрузчик и помещает его в специальный раздел памяти микроконтроллера стандартным программатором. Подготовленная первоначальная прошивка ключа шифруется и передается загрузчику, ключ готов к работе. В случае необходимости сменить прошивку ключа обновление может свободно распространяться по любому допустимому каналу. Безопасность обеспечивается за счет использования уникальных ключей шифрования для каждого ключа защиты.

Для удобства генерирования ключей была создана утилита для автоматизации данного процесса. Также разработана программа для шифрования прошивки контроллера. Программа при обращении к ней будет выдавать на выходе необходимый зашифрованный файл. Шифровка будет выполняться в зависимости от серийного номера устройства (рис. 2).

Что бы упростить процесс обновления, предполагается сохранять необходимую информацию в специальной базе данных (рис. 3).

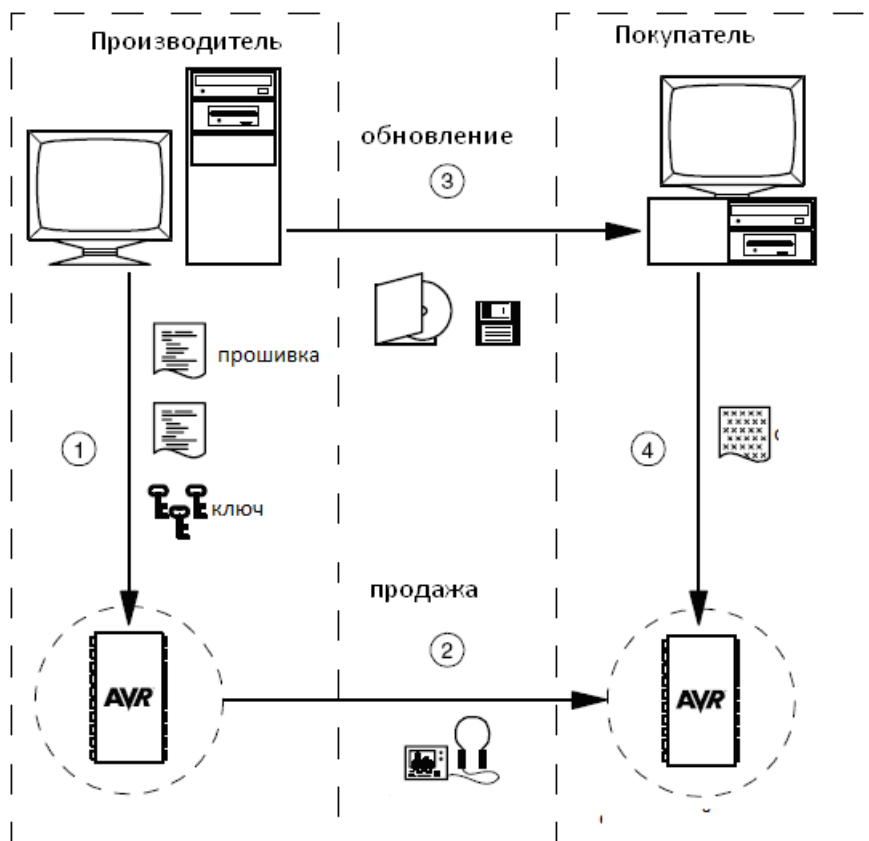


Рисунок 1 – Процесс безопасного обновления программ

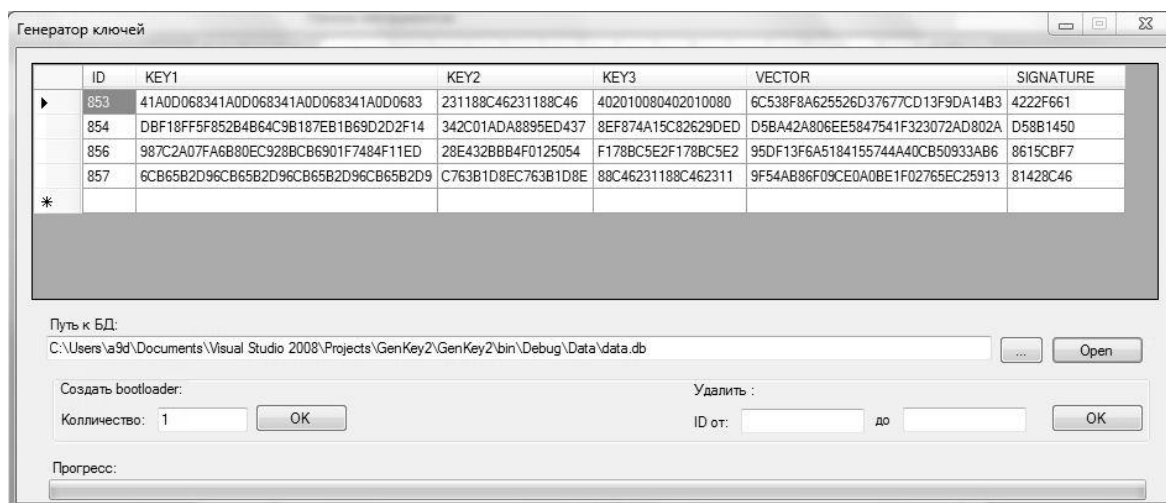


Рисунок 2 – Программа для формирования шифрования прошивок

Электронный ключ будет состоять из двух микросхем микроконтроллера Atmega8 (его преимущество в том, что этот микроконтроллер имеет встроенную EEPROM память размером 512 байт с гарантирован-

ной надежностью в 100000 циклов записи) и преобразователя интерфейса USB 2.0 – UART – Cp2103.

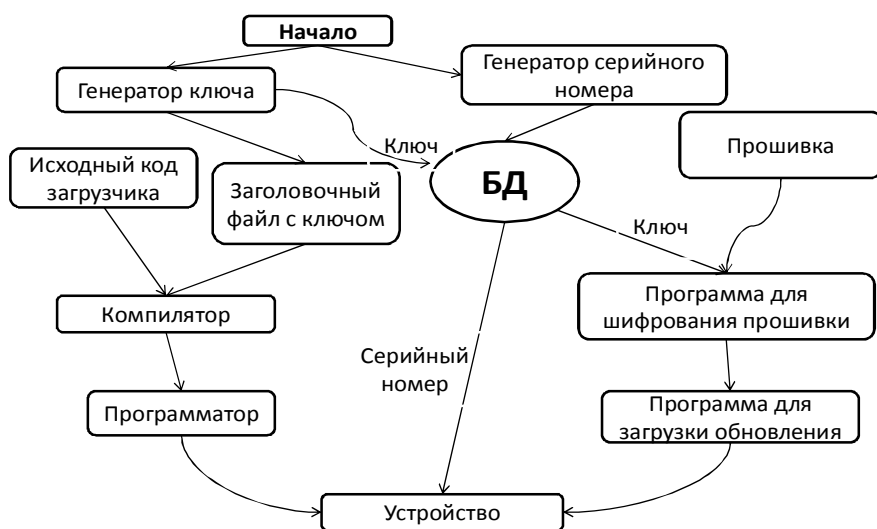


Рисунок 3 – Диаграмма процесса использования зашифрованных прошивок ключа

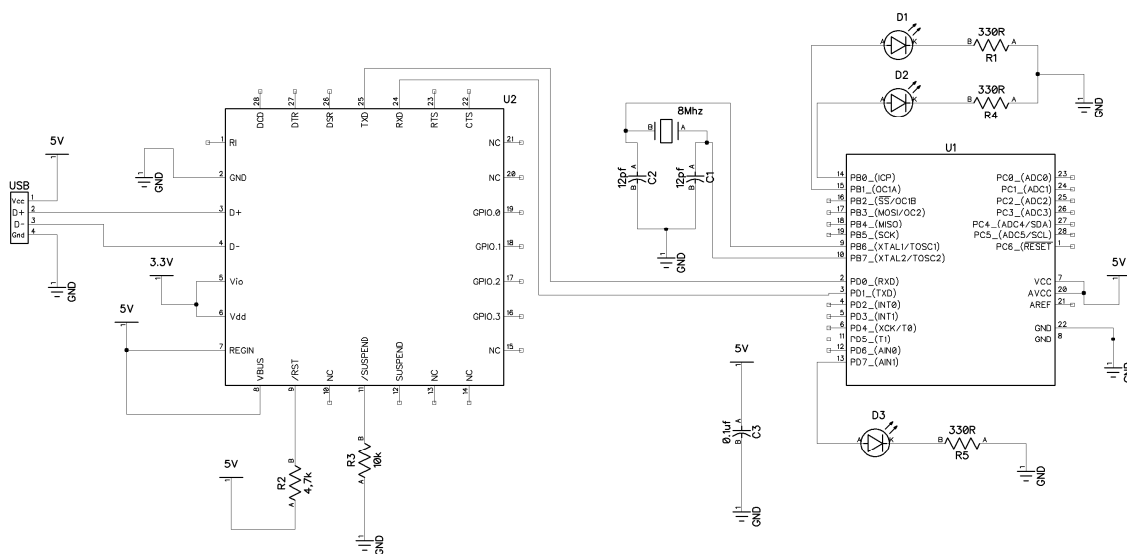


Рисунок 4 – Принципиальная схема ключа защиты

Ключ также оснащен тремя светодиодными индикаторами: зеленый - ключ функционирует нормально; желтый - ресурс ключа, возможно, исчерпан; красный - ресурс ключа исчерпан и ключ заблокирован.

Ядром механизма портирования кода в ключ является специализированная операционная система (ОС), построенная на базе ОС scmRTOS, которая обеспечивает работоспособность ключа [7]. Для воз-

возможности ограничить время использования ключа ОС реализует виртуальный таймер. Также реализована программная защита EEPROM памяти содержащей сервисную информацию, что повышает надежность электронного ключа. Для удобства переноса кода реализован специальный класс обертка, который позволяет правообладателю поместить защищаемый код в ключ без специальных знаний.

К достоинствам использования ОС следует отнести также абстрагирование от железа и реализованный пакетный протокол работы с USART. Что позволит в дальнейшем без особых трудностей перейти на другую микропроцессорную платформу. Блок-схема алгоритма работы ОС представлена на рисунке 5.

Класс обертка облегчает процесс переноса защищаемого кода в ключ. Для работы с этим классом не нужны специализированные знания из области МК. Этот класс позволяет: добавлять методы, которые содержат вынесенные куски кода; осуществлять обработку принятых пакетов данных; формировать и отправлять пакеты данных. Формат добавляемых функций следующий:

```
* Структура функции пользователя:
* void CFunc::NameFunc ( )
* {
* //=====FUNC1=====
* //      Описание функции
* //=====INIT=====
* .....
* инициализация параметров функции
* .....
* //=====CODE=====
* .....
* код
* .....
* //=====RETURN=====
* .....
* если необходимо, то вернуть результат
* .....
* //=====
* }
*
```

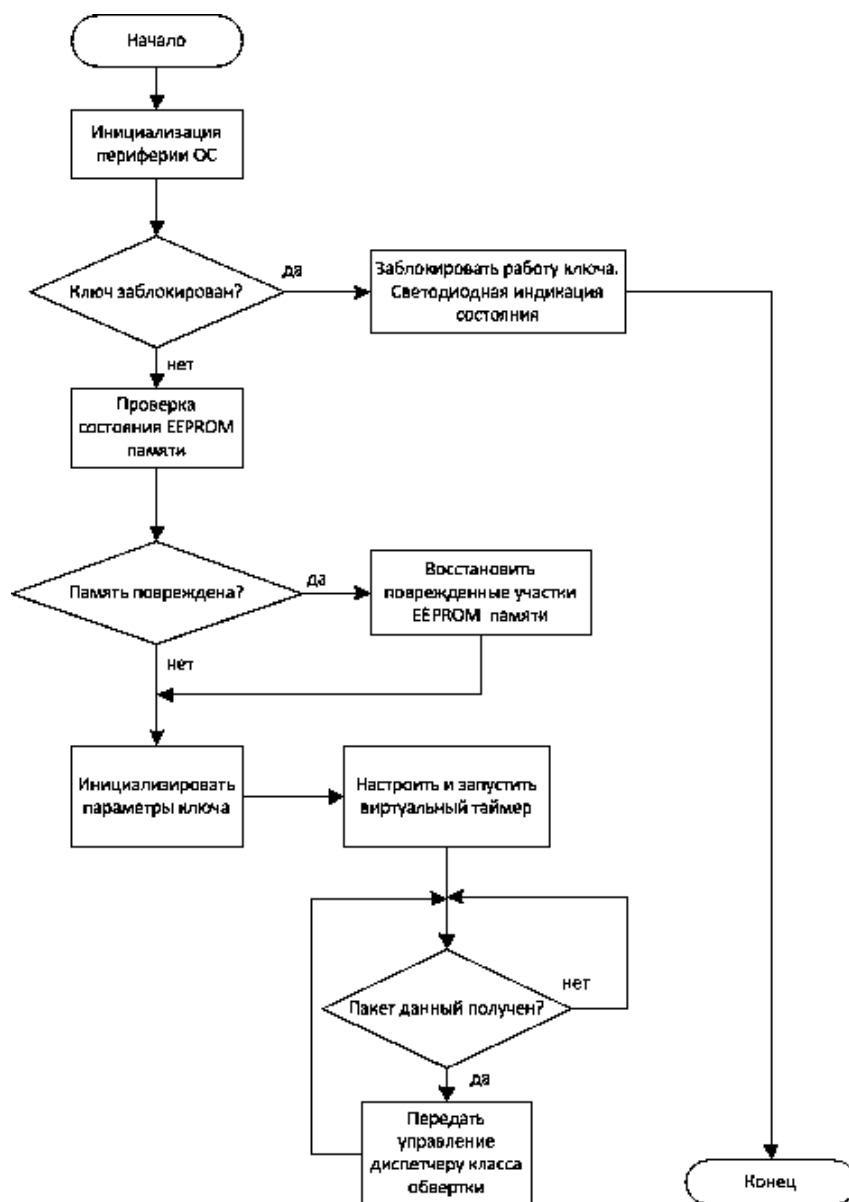


Рисунок 5 – Блок-схема алгоритма работы ОС ключа защиты

Также класс содержит служебные функции для считывания и записи различных типов данных и завершения пакета данных. Алгоритм работы диспетчера класса представлен на рисунке 6.

Формат пакетов данных передаваемых ключу следующий:

FuncNum - 1 байт	Size - 1 байт	Data - 0..127 байт
------------------	---------------	--------------------

Первый байт идентифицирует номер функции, за ним следует размер передаваемых ключу данных и соответственно сами данные.

Ключ возвращает пакеты следующего вида

Size - 1 байт	Data - 0..127 байт
---------------	--------------------

В ключе используется виртуальный таймер, а не реальный, потому что виртуальному таймеру не требуется резервное питание. Отличие виртуального таймера от реального заключается в том, что

виртуальный таймер отсчитывает время работы ключа а не абсолютное время. Один такт составляет около 5 минут.



Рисунок 6 - Блок-схема алгоритма работы диспетчера класса обертки

Программная защита памяти EEPROM заключается в следующем: в памяти хранятся 3 таблицы, которые имеют одинаковую структуру (рис. 7). Для выявления ошибки, данные которые там хранятся сравниваются с другими данными двух других столбцов и при выявлении ошибки эти данные возобновляются и копируются на строку ниже, то есть свободное место в этой таблице. Таблица текущих ключей содержит ID ключа (1 байт) и время функционирования данного ключа (3 байта), а таблица состояния памяти, содержит состояние текущего ключа.

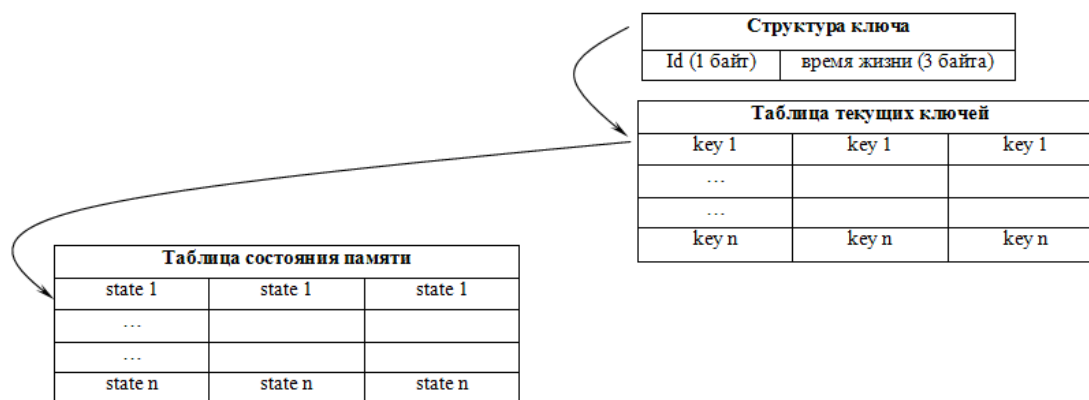


Рисунок 7 – Многоуровневая защита памяти EEPROM

Выводы и направления дальнейших исследований.

Данный аппаратный комплекс защиты был успешно реализован в рамках выполнения дипломной работы специальности специализированные компьютерные системы и показал свою жизнеспособность. В дальнейшем целесообразно более детально проработать механизм обновления прошивки ключа. Так перспективным видится использовать для этого специализированный web-ресурс. Также целесообразным является переход на более производительные контроллеры с уже интегрированным USB интерфейсом.

Библиографический список

1. *Оценка эффективности систем защиты программного обеспечения. – Режим доступа к публикации: <http://www.infocity.kiev.ua/hack/content/hack139.phtml>*
2. *Скляр Д.В. Аппаратные ключи защиты // Искусство защиты и взлома информации. - СПб.: БХВ-Петербург, 2004. - 288 с.*
3. *Аппаратная защита программного обеспечения. – Режим доступа к публикации: http://z-group.org.ua/art_apparatnaja_zashchita.html*
4. *Электронный ключ. – Режим доступа к публикации: <http://ru.wikipedia.org/wiki>*
5. *Удаленное обновление. – Режим доступа к публикации: <http://guardant.com.ua/technology/tools/trusted-remote-update>*
6. *AVR. Учебный Курс. Использование Bootloader'a. – Режим доступа к публикации: <http://easyelectronics.ru/avr-uchebnyj-kurs-ispolzovanie-bootloadera.html>*
7. *sctRTOS. – Режим доступа к публикации: <http://real.kiev.ua/scmrtos>*

Рекомендована к печати д.т.н., проф. Мочалиным Е.В.

*Белоха Г.С.
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

СТРУКТУРНАЯ ИНВАРИАНТНОСТЬ ЧАСТОТНО-ТОКОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

Показано, що частотно - струмовий перетворювач володіє структурною властивістю пригнічувати збурення.

Ключові слова: частотно-струмовий перетворювач, чутливість, інваріантність.

Показано, что частотно - токовый преобразователь обладает структурным свойством подавлять возмущения.

Ключевые слова: частотно-токовый преобразователь, чувствительность, инвариантность.

Введение. Современные системы автоматического регулирования САР работают в условиях постоянно действующих на них различного рода возмущений (колебания напряжения сети, изменение параметров каналов управления, объекта и т.д.), которые существенно ухудшают качество работы САР. Уменьшить степень воздействия последних удастся путем придания САР тем или иным способом свойств инвариантности.

Созвучна этой проблеме и проблема чувствительности, которая впервые была сформулирована в работе Боде [1]: в какой мере изменение параметров или характеристик отдельных элементов влияет на динамические свойства системы, состоящей из этих элементов в целом.

В [2] предлагается рассматривать решение этой проблемы с точки зрения возможности выбора такой структуры САР, которая обеспечила бы малую зависимость изменения свойств системы при значительном изменении параметров или характеристик ее отдельных элементов.

В [3] рассмотрен частотно-токовый преобразователь (ЧТП), в котором реализована его малая чувствительность к действию возмущений, но структура ЧТП была выбрана исходя из других критериев.

Цель работы. Доказать, что малая чувствительность ЧТП к действию возмущений является также и структурным его свойством.

Материалы исследования. На рисунке 1 представлена схема ЧТП, в котором его малая чувствительность к действию возмущений реализована посредством применения релейного принципа управления.

На рисунке 2 представлена работа ЧТП при действии возмущения в виде изменения напряжения сети. Ток при этом в нагрузке остался синусоидальным и неизменным по величине.

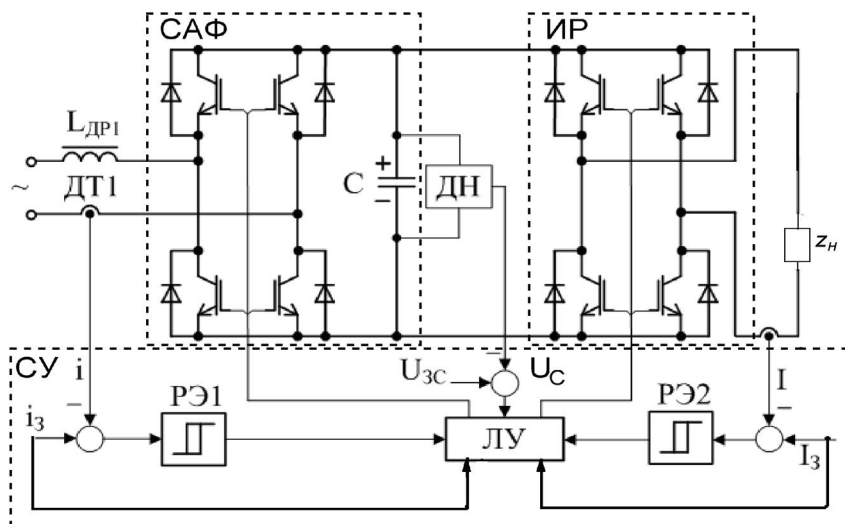


Рисунок 1 – Функциональная схема

ДТ1 – датчик потребляемого из сети тока; ДТ2 – датчик тока нагрузки;
 ДН – датчик напряжения на конденсаторе; СУ – система управления;
 САФ – силовой активный фильтр; ИР – импульсный регулятор

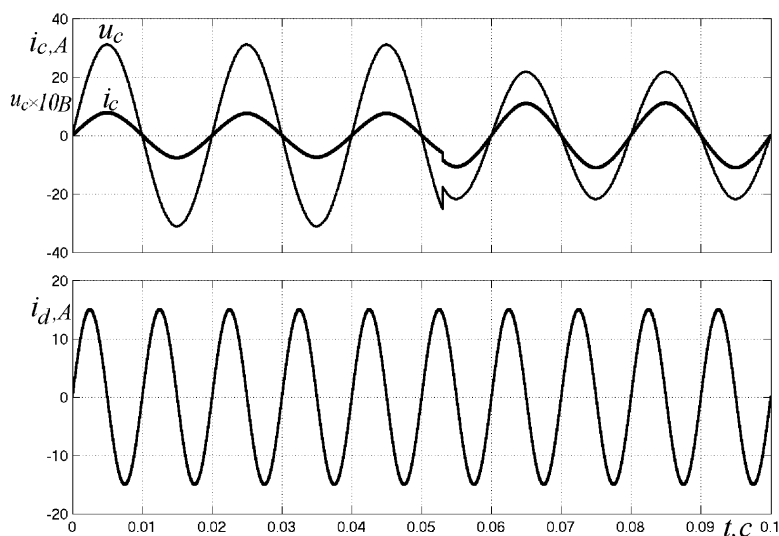


Рисунок 2 – Реакция ЧТП на действие возмущения

Способ аппроксимации ЧТП как динамического звена определим, исследовав его реакцию на гармоническое управляющее воздействие. С этой целью на вход ЧТП подавались фиксированные по амплитуде гармонические воздействия вида $i_3 = I_{3m} \sin \omega t$ с постепенным увеличением их частоты. На выходе ЧТП фиксировалась и сравнивалась амплитуда гармонических колебаний выходного тока $i_3 = I_{dm} \sin \omega t$ с амплитудой входного сигнала i_3 . По результатам обработки осциллограмм получены зависимости отношений амплитуд $A = I_{dm} / I_{3m}$ от частоты гармонического воздействия. Эта зависимость представляет собой амплитудно-частотную характеристику, которая является максимально исчерпывающим описанием динамических свойств отдельных звеньев и САП в целом [4]. На рисунке 3 представлена зависимость $A(f)$ при напряжении на конденсаторе $U_C=600$.

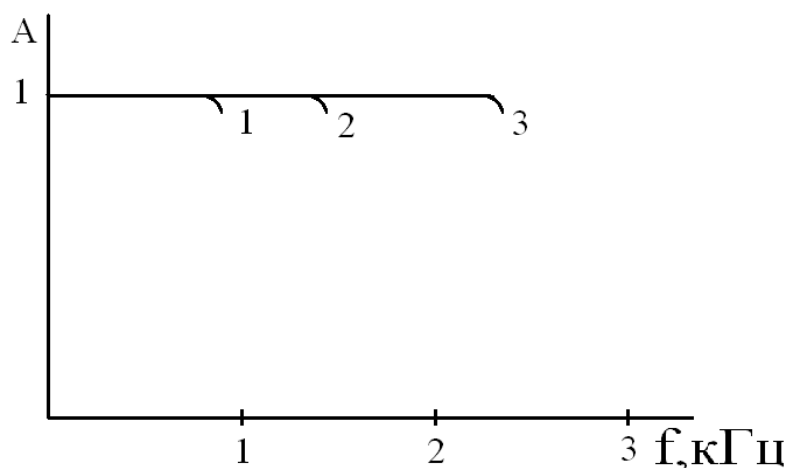


Рисунок 3 – Зависимость $A(f)$ при $U_C=600$

1 – $L_n = 3 \text{ мГн}$; 2 – $L_n = 2 \text{ мГн}$; 3 – $L_n = 1 \text{ мГн}$

Таким образом, в диапазоне частот когда $A(f)=1$, ЧТП может быть аппроксимирован безинерционным звеном, т.е. релейный элемент РЭ2 и преобразователь можно представить силовым безинерционным ключом. В соответствии с этим структурная схема ЧПТ будет иметь вид представленный на рисунке 4.

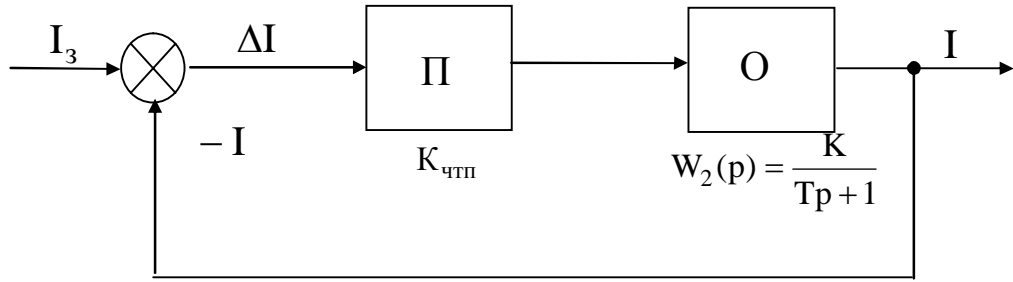


Рисунок 4 – Структурная схема ЧТП

П – преобразователь, О – объект

В качестве показателя чувствительности Боде ввел коэффициент чувствительности, который определяет отношение изменения передаточной функции всей системы к изменению передаточной функции объекта.

$$S_{W_2(p)}^{K(p)} = \frac{d \ln K(p)}{d \ln W_2(p)} = \frac{dK(p)}{dW_2(p)} \cdot \frac{W_2(p)}{K(p)}. \quad (1)$$

Чем меньше $S_{W_2(p)}^{K(p)}$, тем меньше зависят свойства системы от изменений параметров объекта $W_2(p)$.

Передаточная функция замкнутой системы (рисунке 4) запишется в виде:

$$K(p) = \frac{K_{чтп} \cdot W_2(p)}{1 + K_{чтп} \cdot W_2(p)}. \quad (2)$$

Запишем выражение для коэффициента чувствительности согласно (1) :

$$S_{W_2(p)_o}^{K(p)} = \frac{K_{тп} (1 + K_{чтп} \cdot W_2(p)) - K_{чтп} \cdot W_2(p) \cdot K_{тп}}{(1 + K_{чтп} \cdot W_2(p))^2} \times \\ \times \frac{W_2(p)}{K_{чтп} \cdot W_2(p)} (1 + K_{чтп} \cdot W_2(p)) \quad (3)$$

После преобразований имеем

$$S_{W(p)_o}^{K(p)} = \frac{1}{1 + K_{чтп} \cdot W_2(p)}. \quad (4)$$

Поскольку речь идет о преобразовательной системе с релейным управлением, в которой большой коэффициент усиления реализован релейным элементом, работающим в скользящем режиме, то положив в уравнении $K_{чтп} \rightarrow \infty$ будем иметь

$$\lim_{K_{чтп} \rightarrow \infty} S_{W(p)_o}^{K(p)} = 0. \quad (5)$$

Вывод. Таким образом, предложенный частотно – токовый преобразователь обладает также и структурным свойством подавлять возмущения.

Библиографический список

1. Bode H.W. *Network analysis and feedback amplifier design*/ H.W. Bode – New York, D. Van Nostrand company, inc. - 1945.
2. Мееров М.В. *Синтез структур систем автоматического регулирования высокой мощности* / М.В. Мееров. – М.:Наука. – 1967. – 424с.
3. Самчелев Ю.П. *Однофазный частотно-токовый преобразователь* / Ю.П. Самчелев, В.Г. Дрючин, И.С. Шевченко, Г.С. Белоха // *Сборник научных трудов ДонГТУ*. – Алчевск, 2011. – Вып.34. – С. 349-352.
4. Юревич Е.И. *Теория автоматического регулирования* / Е.И. Юревич. – Л.: Энергия, 1969. – 375 с.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.

*Іваненко В.С.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна,
upf-bobka@yandex.ru)*

РОТОРНА СУМІЩЕНА ОБМОТКА

В статті розглядається роторна суміщена обмотка асинхронного двигуна з різними параметрами. Пояснюється їх вплив на енергетичні та масогабаритні показники обмотки. Визначається обмотка з оптимальними параметрами.

Ключові слова: *обмотка, ротор, суміщення, короткозамкнені катушки, гармоніки, обмотковий коефіцієнт, магніторушійна сила, ряд Фур'є.*

В статье рассматривается роторная совмещенная обмотка асинхронного двигателя с различными параметрами. Объясняется их влияние на энергетические и массогабаритные показатели обмотки. Определяется обмотка с оптимальными параметрами.

Ключевые слова: *обмотка, ротор, совмещение, короткозамкнутые катушки, гармоника, обмоточный коэффициент, магнитодвижущая сила, ряд Фурье.*

Проблема та її зв'язок з науковими та практичними задачами. Вже більше 400-та років минуло від введення терміну "електрика" англійським вченим Вільямом Гілбертом в його праці "Про магніт, магнітні тіла та про великий магніт – Землю". Всі ці роки вчені створювали нові електротехнічні пристрої, потім їх удосконалювали, а вже потім почали суміщувати декілька пристроїв в одному.

Суміщення – це спосіб поєднання в одному об'єкті властивостей двох, або більше, об'єктів. Це дозволяє зменшити використання матеріалів та розміри об'єкта.

Аналіз попередніх досліджень та публікацій. Наукове товариство давно вже проводить наукові дослідження суміщених статорних та роторних обмоток [1-4, 7, 8], однак повної і узагальнюючої методики створення і розрахунку суміщених роторних обмоток не було створено.

Мета роботи. Дослідження різних варіантів роторної суміщеної обмотки та аналіз впливу змінення параметрів суміщеної обмотки на її енергетичні та масогабаритні показники, а також визначення оптимальних параметрів суміщення.

Матеріал і результати дослідження. Розглянемо перший варіант роторної обмотки. Потрібно сумістити в одній обмотці дві обмотки з числом полюсів $2p_1 = 2$ та $2p_2 = 4$, число пазів $Z_2 = 12$. Поліусне ділення в пазах: $\tau_1 = Z_2/2p_1 = 12/2 = 6$; $\tau_2 = Z_2/2p_2 = 12/4 = 3$. Число пазів на полюс і фазу: $q_1 = Z_2/(2p_1 \cdot m_2) = 12/(2 \cdot 3) = 2$; $q_2 = Z_2/(2p_2 \cdot m_2) = 12/(4 \cdot 3) = 1$. Діаметральний крок обмотки: $y_1 = \tau_1 = 6$; $y_2 = \tau_2 = 3$. Скорочений крок обмотки: $y_1 = 0,667 \cdot \tau_1 = 4$; $y_2 = 0,667 \cdot \tau_2 = 2$. Виходячи з таких параметрів, роторна суміщена обмотка повинна мати n короткозамкнених котушкових груп, де $n = p_1 + p_2 = 1 + 2 = 3$ [5]. Треба звернути увагу, що число пазів ротора Z_2 повинно бути кратним сумі пар полюсів, що суміщуються, тобто: $Z_2 / (p_1 + p_2) =$ ціле число. Інакше короткозамкнені котушки ротора будуть мати різний крок.

На рисунку 1 зображено перший варіант суміщеної роторної обмотки $2p_1/2p_2 = 2/4$. Число витків однакове і дорівнює W_k . Крок обмотки змінний: $y_1=3$; $y_2=1$.

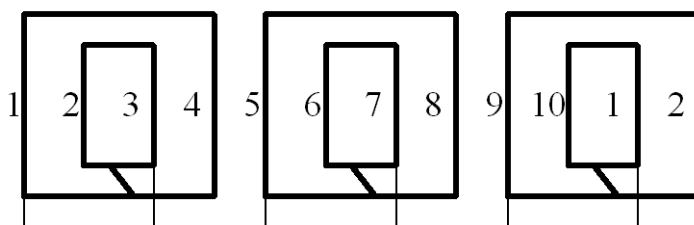


Рисунок 1 – Перший варіант роторної суміщеної обмотки

Розкладемо в ряд Фур'є МРС, що створюються цією обмоткою, та визначимо амплітуди гармонічних складових [4]:

$$F_v = \sum_{v=1}^{\infty} 2F_k \cdot \frac{\sin\left(\frac{\pi \cdot v \cdot T_0}{T}\right)}{\pi \cdot v} \cdot \cos v \left(\frac{2\pi}{T} \cdot x \right), \quad (1)$$

де F_k – МРС однієї котушки; T_0 – крок котушки; T – період; v – номер гармоніки; x – змінна просторова координата.

Для першої гармоніки:

$$F_1 = 1,301 \cdot I_2 \cdot W_\vartheta \cdot \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{T} \cdot x\right), \quad (2)$$

тобто перша гармоніка представляє собою правобігуче поле, що обертається в прямому напрямі вісі x .

Для другої гармоніки:

$$F_2 = 1,014 \cdot I_2 \cdot W_{\hat{e}} \cdot \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{T} \cdot x\right). \quad (3)$$

Друга гармоніка є лівобегуче поле, обертається в зворотному напрямі порівняно з першою гармонікою.

Відношення амплітуд першої та другої гармоніки дорівнює 1,283.

Розрахунок обмоткових коефіцієнтів та амплітуд гармонічних складових, використовуючи [6], представимо в таблиці 1.

Таблиця 1 – Обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових першого варіанта роторної суміщеної обмотки

Номер гармоніки, ν	Обмотковий коефіцієнт, $K_{об}$		Амплітуда
	$2p_1 = 2$	$2p_2 = 4$	
1	0,483	0,75	1,301
2	0,75	0,433	1,014
3	0,707	0	0,636
4	0,433	0,433	0,293
5	0,129	0,75	0,068
6	0	0	0
7	0,129	0,75	0,051

По даних таблиці 1 видно, що обмотковий коефіцієнт $2p_1$ -полюсного поля не дуже високий. Всі інші гармоніки присутні, окрім кратних 6-ти. Обмотка заповнює всі 100%-ів пазів ротора, витрата міді максимальна.

Розглянемо другий варіант суміщеної роторної обмотки $2p_1/2p_2 = 2/4$. Число витків в секціях різне: товстою лінією зображено W_c , тонкою – $0,5W_c$. Крок обмотки змінний: $y_1=4$; $y_2=2$.

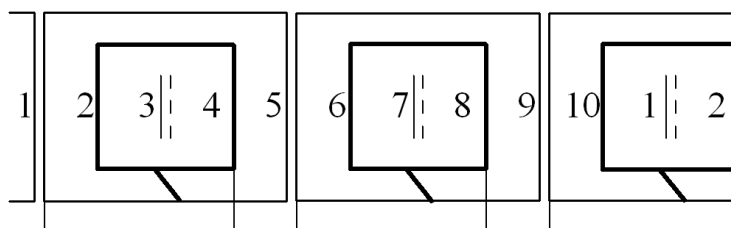


Рисунок 2 – Другий варіант роторної суміщеної обмотки

Перша гармоніка:

$$F_1 = 1,26 \cdot I_2 \cdot W_{\hat{e}} \cdot \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{T} \cdot x\right). \quad (4)$$

Друга гармоніка:

$$F_2 = 0,878 \cdot I_2 \cdot W_{\hat{e}} \cdot \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{T} \cdot x\right). \quad (5)$$

Відношення амплітуд першої та другої гармоніки дорівнює 1,435.

В таблиці 2 представлено обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових, що створюються такою обмоткою.

Таблиця 2 – Обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових другого варіанта роторної суміщеної обмотки

Номер гармоніки, ν	Обмотковий коефіцієнт, $K_{об2}$		Амплітуда
	$2p_1 = 2$	$2p_2 = 4$	
1	0,622	0,866	1,26
2	0,866	0,289	0,878
3	0,667	0	0,45
4	0,289	0,289	0,146
5	0,045	0,866	0,019
6	0	0	0
7	0,045	0,866	-0,015

МРС роторної обмотки, що створює $2p_1$ -полюсне поле, вираховується по формулі [4]:

$$F_{2(1)} = \frac{m_2 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot I_2 \cdot \frac{W_{\hat{e}} \cdot \hat{E}_{\dot{a}2(1)}}{\delta_1}. \quad (6)$$

МРС роторної обмотки, що створює $2p_2$ -полюсне поле:

$$F_{2(2)} = \frac{m_2 \cdot \sqrt{2}}{\pi} \cdot I_2 \cdot \frac{W_{\hat{e}} \cdot \hat{E}_{\dot{a}2(2)}}{\delta_1}. \quad (7)$$

Із (6) та (7) видно, що чим більший $K_{об2}$ – тим більша МРС по $2p_1$ - та $2p_2$ -полюсному полі створюється.

По даних таблиці 2 видно, що обмотковий коефіцієнт $2p_1$ -полюсного поля зріс порівняно з першим варіантом на 28,8%, а по $2p_2$ -полюсному – на 15,5%. Це означає, що обмотка створить більшу МРС ніж в першому варіанті, а також з огляду на те, що обмотка займає лише 75%-ів пазів (пази №3, 7 та 11 – вільні), витрата міді на 20%-ів менша. Отже другий варіант обмотки виявився кращим за перший. Також всі

інші гармоніки присутні, окрім кратних 6-ти.

Розглянемо третій варіант суміщеної роторної обмотки. Обмотка двошарова, число витків однакове і дорівнює $0,5 \cdot W_c$. Крок обмотки постійний $y=4$.

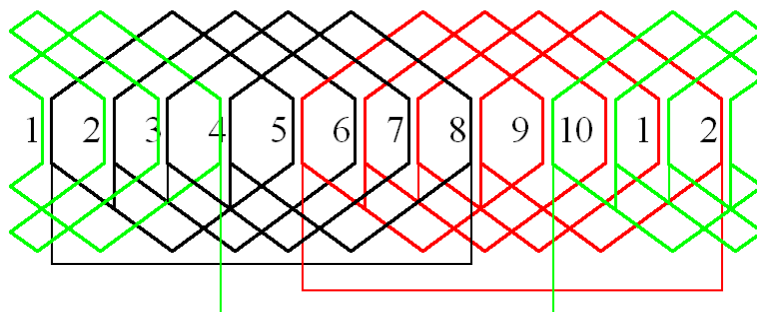


Рисунок 3 – Третій варіант роторної суміщеної обмотки

Перша гармоніка:

$$F_1 = 4,684 \cdot I_2 \cdot W_\varrho \cdot \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{T} \cdot x\right). \quad (8)$$

Друга гармоніка:

$$F_2 = 2,342 \cdot I_2 \cdot W_\varrho \cdot \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{T} \cdot x\right). \quad (9)$$

Відношення амплітуд першої та другої гармоніки дорівнює 2-ом.

В таблиці 3 представлено обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових.

Таблиця 3 – Обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових третього варіанта роторної суміщеної обмотки

Номер гармоніки, ν	Обмотковий коефіцієнт, $K_{об}$		Амплітуда
	$2p_1 = 2$	$2p_2 = 4$	
1	0,724	0,375	4,684
2	0,375	0,217	2,342
3	0	0	0
4	0,217	0,217	-1,171
5	0,194	0,375	-0,933
6	0	0	0
7	0,194	0,375	0,662

Обмотковий коефіцієнт $2p_1$ -полюсного поля дуже зріс порівняно з першим варіантом на 49,9%, а $2p_2$ -полюсного поля – дуже зменшився на 50%. Всі інші гармоніки присутні, окрім кратних 3-ом. Обмотка займає

всі 100% пазів. МРС від $2p_2$ -полюсного поля буде в два рази менша за МРС $2p_1$ -полюсного поля.

Розглянемо останній четвертий варіант суміщеної роторної обмотки. Число витків однакове і дорівнює W_k . Крок обмотки постійний $y=2$.

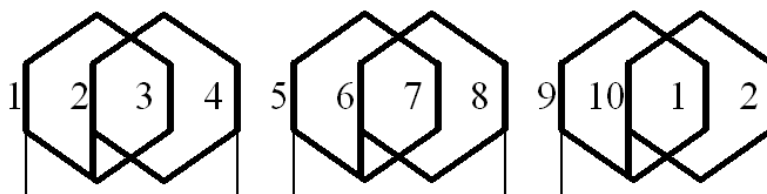


Рисунок 4 – Четвертий варіант роторної суміщеної обмотки

Перша гармоніка:

$$F_1 = 1,349 \cdot I_2 \cdot W_{\hat{e}} \cdot \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{T} \cdot x\right). \quad (10)$$

Друга гармоніка:

$$F_2 = 1,171 \cdot I_2 \cdot W_{\hat{e}} \cdot \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{T} \cdot x\right). \quad (11)$$

В таблиці 4 представлено обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових.

Таблиця 4 – Обмоткові коефіцієнти та амплітуди гармонічних складових четвертого варіанта роторної суміщеної обмотки

Номер гармоніки, ν	Обмотковий коефіцієнт, $K_{об}$		Амплітуда
	$2p_1 = 2$	$2p_2 = 4$	
1	0,483	0,75	1,349
2	0,75	0,433	1,171
3	0,707	0	0,899
4	0,433	0,433	0,585
5	0,129	0,75	0,272
6	0	0	0
7	0,129	0,75	-0,195

Відношення амплітуд першої та другої гармоніки дорівнює 1,152.

Розрахунок обмоткових коефіцієнтів показав, що обмотка має ідентичні обмоткові коефіцієнти, як і в першому варіанті. Амплітуда $2p_1$ -полюсного поля збільшилась на 3,7%, а амплітуда $2p_2$ -полюсного поля – збільшилась на 15,5%.

Висновки.

1. Бажано, щоб число пазів ротора Z_2 було кратним сумі пар полюсів, що суміщуються, тобто: $Z_2 / (p_1 + p_2) =$ ціле число. Інакше короткозамкнені котушки ротора будуть мати різний крок.

2. Крок секцій суміщеної роторної обмотки повинен наближатись до середнього кроку $y_{сер} = (y_1 + y_2) / 2$ від $2p_1$ - та $2p_2$ -полюсного поля, щоб обмоткові коефіцієнти були максимально можливими.

3. В третьому варіанті виявилась найбільша амплітуда $2p_1$ - та $2p_2$ -полюсного поля. Їх відношення дорівнює двом. Це пояснюється тим, що обмотка найбільш оптимально спроектована (крок обмотки y_1 майже дорівнює $y_{сер}$).

4. Найоптимальніші параметри суміщення показала обмотка №2. Вона має найбільші обмоткові коефіцієнти та меншу витрату міді.

Бібліографічний перелік

1. Заявка № 93005795 МПК НО2К 19/38, Безконтактна синхронна електрична машина / Л.И. Глухівський, В.С. Маляр, Ю.В. Осідач, М.В. Хай // Промислова власність. – 1994. – № 8-1. – 2 с.

2. Караваев В.Т. Бесконтактный совмещенный синхронный генератор / В.Т. Караваев // Электричество. – №11. – 1990. – С. 17-25.

3. Караваев В.Т. Специальные электрические машины с частичным совмещением (элементы теории, схемы и конструкции): автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук: спец. 05.09.01 «Електрические машины» / В.Т. Караваев. – Екатеринбург, 1998. – 40 с.

4. Луцук В.Д. Совмещенные электрические машины и аппараты / В.Д. Луцук. – К.: Техника, 1993. – 203 с.

5. Луцук В.Д. Каскадні асинхронні двигуни з суміщеними обмотками / В.Д. Луцук, О.С. Михайлова, Г.О. Чернікова // Збірник наук. праць Донату. – Вип. №23. – Алчевськ. – 2007. – С.389-396.

6. Луцук В.Д. Універсальна методика розрахунку обмоткових коефіцієнтів / В.Д. Луцук. – Електротехніка і електромеханіка. – Вип. №1. – 2011. – С. 28-30.

7. Пат. 2046504 Российская Федерация, МПК⁷ Совмещённая роторная обмотка / В.И. Попов (РФ), заявитель В.И. Попов (РФ), патентообладатель Волжский инженерно-педагогический институт (РФ) №5051118; заяв. 01.07.1992; опубл. 20.10.1995. – 3 с.

8. Babushanov A.V. Contact-free combined synchronous generators rotor windings electromagnetic analysis / A.V. Babushanov. – Електротехніка і електромеханіка. – Вип. №2. – 2011. – Р. 55-62.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луцук В.Д.

ABSTRACTING

CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

Litvinsky G.G., Fesenko E.V. Analysis of computer programs for calculation rock pressure at underground developments.

The analysis of the use of modern computer programs is given. The program Phase 2 is showed as example to solve the tasks in the field of geomechanics. The requirements to software are formulated for researches of rock pressure on new scientific level.

Keywords: rock pressure, calculation, underground development, rock massive, geomechanics.

Babiyuk G.V., Smekalin E.S. About the necessity risk management at mining works.

Approach is proposed for the planning of mining works, which allows you to justify the choice-making under uncertainty based on the assessment of the risk of default of the production tasks.

Keywords: mining work, job assignment, risk management, estimators, attitude to risk.

Zablodsky N.N., Kuzmenko V.I., Androschuk A.D. Multi pneumatic pressure system development for vulcanizing presses conveyor belts.

The results of the analysis of push systems vulcanizing presses conveyor belts, discusses the advantages of a pneumatic pressure, developed specifications for a multi pneumatic system, given the options of its execution.

Keywords: push the system vulcanizing presses conveyor belts, pneumatic multi-module system, the algorithm is the process of vulcanization.

Korneyev S.V., Dobronogova V.Yu., Saphonov V.I. Simulation of emergency overloading for face dgar conveyors with hydro dynamic drive and hydraulic tensioning devices.

Mathematical model of face drag conveyor with hydrodynamic drive and hydraulic tensioning devices is presented. Relevance of the model is confirmed. While modeling the operation regimes of the conveyor it was determined the operability of hydraulic tensioning devices as a kind of on-line prevention of emergency overloading.

Keywords: face drag conveyor, hydrodynamic drive, hydraulic tensioning device, mathematical model, relevance, emergency overload, on-line prevention.

Borzykh A.F., Posokhov Y.V. Determining of the power characteristics of the cribs made of special steel interchangeable steel shapes.

The laboratory tests of the power characteristics of the samples of standard interchangeable steel sections having been used, offered as cribs adjacent to the longwall mines for reuse have been carried out. The design features of these pillars allow a wide range of their resistance and ductility pre-manage.

Keywords: test, sample, steel section, resistance, ductility, crib.

Kipko A.E., Paleychuk N.N., Dolzhikov Yu.P. Results of monitoring the sustainability of mine workings using integrated method of grouting.

The results of researches in sustainability of mining workings of the Eastern Donbass region for a long time when using an integrated method of grouting. Using indicator of sustainability is effective of grouting for several years in the mines SE "Antratsite".

Keywords: workings, grouting, the sustainability indicator, monitoring, geological disturbance.

Gayko G.I., Shulgin P.N., Zayev V.V. Modeling of thermal processes in underground gas generators finite element method.

The technique and results of modeling high-temperature zone of burning coal seam in order to determine the size of heat transfer area for utilization of thermal energy underground gasified. Evaluated the factors affecting the distribution of heat from the fire zone to the bottom of the roof collapsed rocks.

Keywords: power of layer, high temperature area, underground coal gasification, underground gasified, thermal energy, high – temperature zone, combustion, heat transfer, fire slaughter.

Kharin Ye.N., Antoschenko N.I., Dushenko Ye.V. About methods of prediction of gas release from worked-up coal layers.

Investigations on working face movement speed influence onto changing the absolute and relative gas flooding of production sites during their operation in different mining-geological and mining-engineering conditions was made. It was established the necessity of direct determination

of absolute gas release for the conditions of certain drawing site without preliminary calculation of relative gas flooding.

Keywords: gas release, working face movement speed, prediction, drawing site.

Zamitskiy O.V., Krivenko A.Yu. The turbochargers thermogas dynamic processes model accounting the flow-overs in the flowing part.

The thermogas dynamic multistage turbocharger model, accounting the flow-overs in the flowing part and including processes in an inlet collector, stages of compression and air coolers is developed.

Keywords: thermogas dynamic processes model, multistage, turbocharger.

Larchenko V. H., Kutsenko O. M., Kovalenko E. V. Improving of the methods and stand-plumb for field observations of the surface displacement.

The sequence and methodology of mine surveying under removal, laying out and periodic field observations of the earth's surface shift and deformations are introduced. The design of a new universal tripod-plumb is given.

Keywords: methodology of mine surveying of the earth's surface shift and deformations, universal tripod-plumb design.

Denisenko E. A. Research of errors of designing of planned coordinates of points from the surface in mine in the gravitational way.

The factors influencing accuracy of designing of coordinates in the gravitational way are investigated. Dependence of forces of gravitational interaction on distance between a lead ball and a wall of a trunk, dependence of speed and duration of movement of a ball on a trunk from depth of horizon taking into account resistance of air is established.

Keywords: designing of coordinates, the accuracy, influencing factors, speed and duration of movement of a ball, gravitational interaction, a centering error.

Kiziyarov O. L. Study of the composition fastened at hardening the lava unstable roof injection.

Results on the effect of unstable roof properties, as well as characteristics of the technology of hardening on the distribution of fastening injection formulations.

Keywords: injection, fastening structures, permeability.

Rutkovsky M.A. Determination of flexural and circular stiffness of drum hoist shell.

The analytical expressions of the averaged cylindrical and ring-shaped shell stiffness drum mine hoist rope under the influence of distributed loads.

Keywords: hoist, shaped shell, bending stiffness, mathematical model.

Bolotov A.P. Primary shift of the poorly caving roof modeling in the longwall face at the highwall mining gradual reversing.

The investigation of the stressedly deformed state have been carried out by means of mathematical modeling of the poorly caving solid reversing the line of the highwall mining in the anthracite mines averaged conditions. The area contours of the immediate and main roofs gradual caving and the magnitude of the maximum horseback within the mined-out space have been established.

Keywords: poorly caving solid, coal-seam, longwall face, mathematic modeling, horseback, caving.

Siidov V.N. Peculiarities of contour changes in consolidated rock formations around the working built up in the mined-out space.

The results of the mathematic modeling of stressedly deformed state of broken and consolidated rock formations in the mined-out space taking into account the peculiarities of their strengthening properties and contour shifts of the preparatory working built-up in it are given. The forecast sizes of these shifts are close to the mine instrumental observations.

Keywords: modeling, working, mined-out space, shifts, stability.

Fomin V.O. Modelong of the stressed-deformed state of the vertical shaft wellhead zone.

On the basis of the specific mining conditions the modeling of the vertical shaft wellhead zone stressed-deformed state by means of finite element method has been carried out. The expected values of vertical and horizontal strains and shifts as well as the nature of their allocation around this zone have been determined. The use conditions of sediment as bearing geomaterial for the construction of reliable roofing structures isolating from the ground surface have been defined.

Keywords: shaft mouth, geomaterial, mathematical model, strain, compe-tence.

CHAPTER “METALLURGY”

Petrushov S.N., Dorofeev V.N., Lebedev V.A., Tolstikov S.A. Influence of composition of metallburden on the indexes of work of theblast furnace.

The results of theoretical and experimental researches of the use of sinter and pellets are generalized, and also converter slag at an pig iron production. Measures are offered on the increase of efficiency of work of blast furnaces.

Keywords: sinter, pellets, blast-furnace burden, efficiency of work of blast furnaces.

Safonov V.M., Smirnov A.N., Proskurenko D.V. The features of aluminium reoxidation mechanism at the ladle-furnace.

According with results, the reoxidation rate of dissolved in molten steel aluminium abruptly increases with the gas flow rate over than 0,6 - 0,75 m³/min at 300-t ladle. The results allowed exact the mechanism of aluminium reoxidation. It has practical value to operate the secondary oxidization processes at LF.

Keywords: ladle-furnace, stirring, aluminium, mechanism of reoxidation, slag-metal interface.

Petrushov S.N., Rusanov I.F., Lupanov D.V. Features of heat balance of sintering homogeneous charge by size.

The results of theoretical and practical researches, characterizing distributing of heat on the height of sintering layer of homogeneous and coarse burden, are resulted.

Keywords: sintering, fuel, thermal balance, homogeneous, coarse burden.

Smirnov A.N., Shutov I.V., Kubersky S.V., Redko G.A. Evolution at influence continuous casting parameters on the solidification process in wheel casting copper rod.

A mathematical model allowing to simulate the solidification of copper rod cast by wheel depending on the speed of its rotation, casting temperature and cooling conditions, as well as to predict the quality of the internal structure of steel.

Keywords: copper, continuous casting, the wheel, the mathematical model, solidification, predicting properties.

Petrushov S.N., Rusanov I.F., Maslyakov E.S. Ignition of a homogeneous charge by size using pulverized coal.

The results of experimental sintering are resulted at ignition of homogeneous and coarse burden with the use of coal dust fuel and his burning out in the upper buyer after ignition of burden.

Keywords: sintering, coal dust fuel, homogeneous, coarse burden, ignition of burden.

Smirnov A.N., Levit M.B., Semirygin S.V. Development of physical models and methods of the study of dynamic soft reduction continuous casting slab.

Developed a physical model for the simulation of soft reduction continuously cast slabs and assessment of its adequacy for the simulation of the optimal technological parameters of the process.

Keywords: physical modeling, continuous casting, soft reduction, slab.

Smirnov A.N., Spiridonov D.V., Kubersky S.V., Shutov I.V. Optimization of phosphorus content in copper alloys which used to make plates for CCM.

It was established that the phosphorus content in the fire refining copper within the 40-120 ppm provides the thermal conductivity 370-400 W / m • K, the temperature of softening 410-440 °C and the onset of recrystallization 370-400 °C. It does not yield the same performance materials for the molds as which made from electrical-technical copper.

Keywords: fire refining copper, the material for the mold, the phosphorus content, physical and mechanical properties.

Novokhatskiy A.M., Sklyar F.M., Mikhaylyk G.D. Effect of iron tap-hole interchange on a blast furnace run.

Impact analysis of iron tap-hole change onto a blast furnace run is made using the information from control system about hearth's state. It was determined a delay impact of transient output onto technological parameters of blast-furnace melting. Propositions on technological stabilization of melting are presented.

Keywords: blast furnace, output regimes, iron tap-hole interchange, control system for hearth's state, blast-furnace melting, conduction of furnace operation.

Smirnov A.N., Kubersky S.V., Dovgaluk G.Y. Introduction compact strip production the perspective way of re-structuring the metallurgical enterprises.

Analyzed the benefits of the restructuring of the metallurgical enterprises through the replacement of the traditional technologies of casting and rolling of metal modern technologies CSP (Compact Strip Production). It is shown that this method of reconstruction is quite effective for integrated enterprises of Ukraine and mini metallurgical plants.

Keywords: restructuring, the Compact Strip Production, mechanical properties, the quality of rolled products.

Petryshchev A.S., Grygor'ev S.M. Research of phase and structural transformations at carbothermic process of rapid tool steel oxide scale.

Kinetic regularities, phase and structural transformations are examined at carbothermic restoration of oxide scale of a steel of mark P18. The circuit of transformations which confirms difficult multiphase composition initial, intermediate both finite products of response and absence of phases and the joints possessing appreciable propensity to sublimation in the field of examined temperatures is fixed. Degree of mastering of high-melting alloying elements is displayed by a steel melt at use metallized oxide scales.

Keywords: phase transformations, structure, carbothermic restoration, oxide scale, high-melting alloying elements.

Smirnov A.N., Maksaev E.N., Dovgaluk G.Y. The analysis of the reasons for the formation of clusters of oxide scale and slag on the surface of continuously cast slabs.

Carried out research of the causes of defect the surface of continuously cast slabs in the form of clusters of oxide scale and slag. Proposed recommendations to improve the quality of the surface of the slab.

Keywords: continuous casting, slabs, mould, conveyor rollers, extension, swing, slag-forming mixture, oxide scale.

Cheban V.G. Increase of competitiveness of the filter of a liquid of type «the cylinder in the cylinder».

Ways of increase of competitiveness of a hydrodynamic filter of liquids from firm pollution are offered.

Keywords: the filter, a liquid, the pressure head channel, a flat surface, cylindrical filtering element.

Borovik P.V. Assessment influence the stiffness of stand on the parameters the cutting process on scissors.

The results of theoretical research of the hot cutting process on the scissor in view of elastic strain of the stand it was showed. Analyzed influence stiffness of stand at the energy-power parameters of the cutting

process on the scissors. Showed that needed to consider the stiffness of the stand in order for the increased accuracy and develop of calculating methods for the cutting process on the scissors.

Keywords: scissors, cutting force, stand stiffness.

Yefimova V.G., Yefimov G.V. Influence of physicochemical processes on optimization of parameters of lining of the tundish for continuous casting.

Results over of theoretical researches of physico-chemical processes that influence on the wear of lining of the tundish. The lacks of the applied lining and their influence are shown on technology of teem and quality of metal. The ways of increase of firmness of lining. The results of researches are confirmed by industrial tests.

Keywords: tundish, lining, refractory, heat loss.

Rusanov I.F., Lupanov D.V., Esselbah V.S. Use of the pig-iron chips for increase of efficiency of process of agglomeration of iron ores.

The analysis of economic and technological efficiency of use of a pig-iron chips in the top layer of sinter and zones near boards of the sintering machine. It is shown that realization of such technology promotes improvement of thermal balance of process of agglomeration, improvement of quality and an exit of suitable agglomerate.

Keywords: agglomeration, burden, a pig-iron chips, zones near boards, additional heat, sintering, quality of agglomerate, an exit of the suitable.

Kuchma S.N., Starodubov S.Yu. Research of the effect of thermomechanical treatment on the special properties of the thermoelastic elinvarov.

The research of the possibility of using thermo-mechanical treatment of the scheme: hardening – cold deformation – to leave on the basis of the developed alloy 44HXMT precipitation hardenable elinvar. The optimal mode of thermo-mechanical treatment, providing a high quality factor of the alloy.

Keywords: precipitation hardenable elinvar, thermomechanical processing, the quality factor.

Kuznetsov D., Kuberskiy S., Semiryagin S. Research of silicon behavior is in system slag-metal at out-of-furnace treatment of steel for automobile-body sheet on LF-plant.

Results over of laboratory researches of physical and chemical properties of LF-plant refinery slag and their influences are brought on

behavior of silicon in the system slag-metal at out-of-furnace treatment of silicon-free steel for automobile-body sheet.

Keywords: steels for automobile-body sheet, silicon, renewal, slag, corner of moistening.

Kischenko A.N., Saitgareyev L.N., Skidin I.E. Foundation of technological parameters cast grinding balls production.

On the basis of computer modelling technology of cast grinding balls with a diameter of 60 mm is analysed, determined the optimal design of die and the necessity of water spraying application, that allows in the conditions of SPE "Ferolit" twice to increase the productivity of wear-resistant balls production.

Keywords: grinding balls, casting, die, computer modelling, hardness.

Kozachyshen V.A., Kozachyshena E.S. Different coating usage which improves mechanical and tribotechnical characteristics of details.

The results of theoretical researches are given, different technologies of depositions are considered. The advantages and disadvantages of considered ways of obtainment of protecting layer with definite properties are given.

Keywords: wear of details, protecting layer, strengthening, life, reliability, corrosion resistance, friction decrease.

CHAPTER "CIVIL ENGINEERING"

Drozd G.Y. Modern state of decision of problem of utilization of communal wastes.

Descriptions of the newest technologies of utilization of precipitations of city sewages are resulted.

Keywords: utilization, sediment of sewages, technology.

Dolzhikov P.N., Kipko E.Y., Abed .S.F. Investigation of geological engineering properties of soils watered decompression.

The paper presents the results of laboratory studies of the properties flooded soil under the building decompression Iuganskoy Hospital No. 7, which form the basis of the parameters of Development for Reconstruction of foundations.

Keywords: soil, wells, properties, and decompression.

Drozd G.Y., Khvortova M.Y. Results of monitoring of sewage networks of enterprises plumbing-sewage economy of Ukraine.

The results of monitoring of sewage networks of enterprises of plumbing-sewage economy are resulted. Description of basic defects and damages of sewage networks and reasons of their origin is given.

Keywords: pipelines, sewage network, damages, defects, corrosion.

Dolzhikov P.N., Kobzar Y.I., Kirijak K.K. The method of jet grouting to stabilize landslides of the southern Crimea.

This article describes a method for stabilizing the landslide by an array of jet grouting. An analysis of physico-mechanical properties of soils. Development of design techniques. The calculation of basic technological parameters of the injection.

Keywords: landslide array jet grouting, design methodology, the parameters of the injection.

Drozd G.Y., Khvortova M.Y., Bizirka I.I. Mathematical model diffusions of ions of heavy metals from asphalt concrete.

A mathematical model, method of calculation and verification of adequacy of model of process of diffusion of ions of heavy metals, is resulted from asphalt concrete.

Keywords: asphalt concrete, mathematical model, diffusion.

Otrosh Y. A., Karapetyan S.Kh. Tensely deformed the state of reinforce-concrete constructions at power, deformation and high temperature influences.

The method of calculation of the reinforced-concrete constructions is expounded at the united action of power, deformation and high temperature influences. The offered method allows to define the possible scenario of change of the tensely-deformed state and exhausting of bearing strength. The prognosis of exhausting of bearing strength will allow to define the weak elements of the system and develop the proper measures for defense of constructions.

Keywords: reinforced-concrete elements, power, deformation and high temperature influences, tensely-deformed state, bearing ability, measures of defense.

Belevcova N. Investigation of elastic-plastic stress state in shells under nonaxisymmetric load considering the history of loading.

The elastic-plastic stress state of shells of revolution (conical shell) under the action of non-axisymmetric surface forces and non-uniform heating is examined.

Keywords: conical shell, thermoelastic-plastic stress state, nonaxisymmetric loading, simple processes of loading, loading history.

Ivanov A.P., Kiryazeva L.P. Experimental - analytical definition fields residual, voltage in rolling tlds tavr.

This paper proposed a method of experimental and analytical determination of residual stresses in rolling profiles. Shows good agreement with the results of natural and numerical experiments.

Keywords: methodology, determination, residual stresses, natural experiment, the numerical experiment.

CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY”

Lushchyk V.D., Polezin S.Yu., Antipko G.S. Research of premature windings failure in 2-pole asynchronous engines of average capacity.

The reasons of premature windings failure in 2-pole asynchronous engines of average capacity after their first repair are defined. Recommendations about increasing of their reliability are given.

Keywords: asynchronous 2-pole engine, winding, repair, reliability.

Kukharev A. L. Behaviors of the thyristor on-load tap changer of furnace transformers.

Schemes and algorithms of thyristor on-load tap changer of furnace transformers are considered. The models of the thyristor on-load tap changer and breaking arc are realized in Matlab/Simulink.

Processes of a current distribution between arcing contact and thyristor switch are investigated at them switching in transformer oil.

Keywords: on-load tap changer, thyristor switch, electric arc.

Kulinich A.I., Kvashnina O.V., Zinovs'kiy R.A. The use of contactless tiristor starter in the reverse electric drive.

We consider the electrical device - a contactless tiristor reversing starter-switched force field and induction motor starting circuit tiristor pulses are not synchronized with the mains frequency. The use of contactless tiristor starter allowed to increase the reliability of both the starter and electric mechanism as a whole.

Keywords: tiristor, communication, chart, management, revers, tal'.

Skurjatin Yu. V., Denisevich. N. A. Increase of electromagnetic compatibility of converters of frequency with the network.

In this paper the conception of increase of electromagnetic compatibility of entrance converters of the variable-frequency electric drives

is presented. The possibility of radical improvement of degree of electromagnetic compatibility of converters of frequency and the network is shown.

Keywords: zero-overshoot responses, semiconductor converter, electromagnetic compatibility, active rectifier.

Tkachev R.Yu., Glushko O.V. Structural-parametric identification of recycle systems on the basis of discrete-time output sequence.

The paper describes the method of structural-parametric identification of recycle systems on the basis of discrete-time output sequence using the mathematical apparatus of the Z-transform and analytic theory of continued fractions.

Keywords: structural-parametric identification, recycle system, continued fractions.

Hudobin K.V., Tsodik I.A. Determination of parameters of a bar cage rotor winding induction machines, with field calculations.

The method of determination of active and inductive resistance of the rod cage rotor induction machines, taking into account the effect of displacement current and the saturation of crowns of teeth, based on the results of numerical calculations of the electromagnetic fielding the machine software package COMSOL. Comparative calculations for the three types of induction motors.

Keywords: short-circuited rotor winding shaft, induction motor, active, inductive reactance, the effect of displacement current, saturation, finite element method.

Vergakovskiy A.A., Pupkov V.S. Key security software uses embedded operating systems.

The concept of a hardware key protection software that uses a dedicated embedded operating system and a program loader.

Keywords: security key software real time operating system, microcontroller, bootloader.

Bielokha G.S. Structural invariance of frequency-current transformer.

It is rotined that frequency - a current transformer possesses structural property to repress indignations.

Keywords: frequency-current, transformer, sensitiveness, invariance.

Ivanenko V.S. The combined winding of a rotor.

In article the rotor combined winding of the asynchronous engine with various parameters is considered. Their influence on power and mass dimensional parameters of a winding is explained. The winding with optimum parameters is tried to discover.

Keywords: winding, rotor combining, short-circuited coil, harmonics, winding factor, magnetomotive force, the Fourier series.

ТРЕБОВАНИЯ

к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, Email: info@dmmi.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи должны сопровождаться рекомендательным письмом и рецензией. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

Стоимость участия в сборнике научных трудов Дон ГТУ для авторов сторонних организаций составляет 100 грн. за 1 статью (в цену входит: публикация статьи в сборнике и почтовые расходы по доставке авторского экземпляра заказным письмом по территории Украины) и перечисляется на регистрационный счет:

Получатель: Дон ГТУ

Код: 02070708

Банк: ГУГКСУ в Луганской обл., МФО 804013, р/сч 31252273210230

Назначение платежа: полиграфические услуги (указать Ф.И.О. первого автора статьи).

При неправильном заполнении графы «Назначение платежа» работа не будет считаться оплаченной. Платеж с НДС. Почтовым переводом оплату не производить.

На одну работу (независимо от количества авторов) отправляется 1 авторский экземпляр сборника.

Проверьте правильность заполнения платежных реквизитов, обратите особое внимание на номер регистрационного счета и назначение платежа.

СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

УДК

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

Аннотация

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

Обязательные элементы статьи:

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.
- библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них.

За авторами статьи остаётся право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6.0 и не старше версии 11(2003))

шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал. Статья не должна заканчиваться рисунком.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул

Microsoft Equation 3 математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется согласно ДСТУ ГОСТ 7.1:2006 «Бібліографічний запис. Бібліографічний опис. Загальні вимоги та правила складання», курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок – не более восьми.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ с указанием раздела сборника, в который будет размещена статья.

СОДЕРЖАНИЕ

Разработка полезных ископаемых

- Литвинский Г.Г., Фесенко Э.В.
АНАЛИЗ КОМПЬЮТЕРНЫХ ПРОГРАММ ПО РАСЧЁТУ
ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ В ВЫРАБОТКАХ..... 5
- Бабиюк Г.В., Смекалин Е.С.
О НЕОБХОДИМОСТИ УПРАВЛЕНИЯ РИСКАМИ ПРИ
ПЛАНИРОВАНИИ ГОРНОПРОХОДЧЕСКИХ РАБОТ 15
- Заблодский Н.Н., Кузьменко В.И., Андрощук А.Д.
МНОГОМОДУЛЬНАЯ ПНЕВМАТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА
СОЗДАНИЯ ДАВЛЕНИЯ ДЛЯ ВУЛКАНИЗАЦИОННЫХ
ПРЕССОВ КОНВЕЙЕРНЫХ ЛЕНТ 25
- Корнеев С.В., Доброногова В.Ю., Сафонов В.И.
МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭКСТРЕННЫХ ПЕРЕГРУЗОК
ЗАБОЙНЫХ СКРЕБКОВЫХ КОНВЕЙЕРОВ С
ГИДРОДИНАМИЧЕСКИМ ПРИВОДОМ И
ГИДРАВЛИЧЕСКИМИ НАТЯЖНЫМИ УСТРОЙСТВАМИ 35
- Борзых А.Ф., Посохов Е.В.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОСТРОВ
ИЗ СТАЛЬНЫХ СПЕЦИАЛЬНЫХ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМЫХ
ПРОФИЛЕЙ 44
- Кипко А.Э., Палейчук Н.Н., Должиков Ю.П.
МОНИТОРИНГ УСТОЙЧИВОСТИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК
ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДА
ТАМПОНАЖА..... 53
- Гайко Г.И., Шульгин П.Н., Заев В.В.
МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В
ПОДЗЕМНОМ ГАЗОГЕНЕРАТОРЕ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ 61
- Харин Е. Н., Антощенко Н.И., Душенко Е. В.
О МЕТОДИКЕ ПРОГНОЗА ГАЗОВЫДЕЛЕНИЯ ИЗ
ПОДРАБОТАННЫХ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ 71

Замыцкий О.В., Кривенко А.Ю. МОДЕЛЬ ТЕРМОГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ТУРБОКОМПРЕССОРА С УЧЕТОМ ПЕРЕТЕЧЕК В ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ.....	80
Ларченко В. Г., Куценко О. М., Коваленко Е. В. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ И ШТАТИВА–ОТВЕСА ДЛЯ НАТУРНЫХ НАБЛЮДЕНИЙ ЗА СДВИЖЕНИЕМ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ.....	88
Денисенко Е. А. ИССЛЕДОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ПЛАНОВЫХ КООРДИНАТ ТОЧЕК С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ ГРАВИТАЦИОННЫМ СПОСОБОМ	94
Кизияров О.Л. ИССЛЕДОВАНИЕ РАСПРОСТРАНЕНИЯ СКРЕПЛЯЮЩЕГО СОСТАВА ПРИ УПРОЧНЕНИИ НЕУСТОЙЧИВОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ НАГНЕТАНИЕМ	106
Рутковский М.А. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗГИБНОЙ И КОЛЬЦЕВОЙ ЖЕСТКОСТЕЙ ПРОФИЛИРОВАННОЙ ОБЕЧАЙКИ БАРАБАНА ШАХТНОЙ ПОДЪЕМНОЙ МАШИНЫ	116
Болотов А.П. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРВИЧНОЙ ПОСАДКИ ТРУДНООБРУШАЕМОЙ КРОВЛИ В ЛАВЕ ПРИ ПОЭТАПНОМ РАЗВОРОТЕ ЛИНИИ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ....	126
Сиидов В.Н. ОСОБЕННОСТИ КОНТУРНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ УПЛОТНЕННЫХ ПОРОД ВОКРУГ СООРУЖЕННОЙ В ВЫРАБОТАННОМ ПРОСТРАНСТВЕ ВЫРАБОТКИ.....	139
Фомин В.О. МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИУСТЬЕВОЙ ЗОНЫ ВЕРТИКАЛЬНОГО СТВОЛА	152
Металлургия	
Петрушов С.Н., Дорофеев В.Н, Лебедев В.А., Толстикова С.А. ВЛИЯНИЕ СОСТАВА МЕТАЛЛОШИХТЫ НА ПОКАЗАТЕЛИ РАБОТЫ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ	161

Сафонов В.М., Смирнов А.Н., Проскуренко Д.В. ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЗМА ВТОРИЧНОГО ОКИСЛЕНИЯ АЛЮМИНИЯ В АГРЕГАТЕ КОВШ-ПЕЧЬ	169
Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Лупанов Д.В. ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛООВОГО БАЛАНСА ПРОЦЕССА СПЕКАНИЯ ОДНОРОДНОЙ ПО КРУПНОСТИ ШИХТЫ	177
Смирнов А.Н., Шутов И.В., Куберский С.В., Редько Г.А. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ НА ХАРАКТЕР ЗАТВЕРДЕВАНИЯ МЕДНОЙ ЗАГОТОВКИ, ОТЛИВАЕМОЙ НА КОЛЕСО	186
Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Масляков Е.С. ЗАЖИГАНИЕ ОДНОРОДНОЙ ПО КРУПНОСТИ ШИХТЫ С ПРИМЕНЕНИЕМ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА	197
Смирнов А.Н., Левит М.Б., Семирягин С.В. РАЗРАБОТКА ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ И МЕТОДИКИ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ДИНАМИЧЕСКОГО МЯГКОГО ОБЖАТИЯ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА	204
Смирнов А.Н., Спиридонов Д.В., Куберский С.В., Шутов И.В. ОПТИМИЗАЦИЯ СОДЕРЖАНИЯ ФОСФОРА В МЕДНЫХ СПЛАВАХ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПЛИТ КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ.....	213
Новохатский А.М., Скляр А.В., Михайлюк Г.Д. ВЛИЯНИЕ ЧЕРЕДОВАНИЯ ЧУГУННЫХ ЛЕТОК НА ХОД ДОМЕННОЙ ПЕЧИ	221
Смирнов А.Н., Куберский С.В., Довгалюк Г.Я. ВНЕДРЕНИЕ ЛИТЕЙНО-ПРОКАТНЫХ МОДУЛЕЙ – ПЕРСПЕКТИВНЫЙ ПУТЬ РЕСТРУКТУРИЗАЦИИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПРЕДПРИЯТИЙ.....	227
Петрищев А.С., Григорьев С.М. ИССЛЕДОВАНИЕ ФАЗОВЫХ И СТРУКТУРНЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ ПРИ УГЛЕРОДОТЕРМИИ ОКАЛИНЫ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ	238
Смирнов А.Н., Максаев Е.Н., Довгалюк Г.Я. АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ПРИЧИН ОБРАЗОВАНИЯ ЗАПРЕССОВАННЫХ СКОПЛЕНИЙ ОКАЛИНЫ И ШЛАКА НА ПОВЕРХНОСТИ НЕПРЕРЫВНОЛИТОГО СЛЯБА.....	248

Чебан В.Г. ПОВЫШЕНИЕ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ ОЧИСТИТЕЛЯ ЖИДКОСТИ ТИПА «ЦИЛИНДР В ЦИЛИНДРЕ»	258
Боровик П.В. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЖЕСТКОСТИ СТАНИНЫ НА ПАРАМЕТРЫ ПРОЦЕССА РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ	269
Ефимова В.Г., Ефимов Г.В. ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО – ХИМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ НА ОПТИМИЗАЦИЮ ПАРАМЕТРОВ ФУТЕРОВКИ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША ДЛЯ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКИ СТАЛИ	276
Русанов И.Ф., Лупанов Д.В., Эссельбах В.С. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЧУГУННОЙ СТРУЖКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ ЖЕЛЕЗНЫХ РУД.....	285
Кучма С.М., Стародубов С.Ю. ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ТЕРМОМЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА СПЕЦІАЛЬНІ ТЕРМОПРУЖНІ ВЛАСТИВОСТІ ЕЛІНВАРА	293
Кузнецов Д.Ю., Куберский С.В., Семирягин С.В., Тарасов В.Н. ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЕДЕНИЯ КРЕМНИЯ В СИСТЕМЕ ШЛАК-МЕТАЛЛ ПРИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ АВТОЛИСТОВОЙ СТАЛИ НА УКП	299
Кіщенко О.М., Саїтгареев Л.Н., Скідін І.Е. ОБҐРУНТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ВИРОБНИЦТВА ЛИТИХ КУЛЬ, ЩО МЕЛЮТЬ.....	307
Козачишен В. А., Козачишена Е. С. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ПОКРЫТИЙ, УЛУЧШАЮЩИХ МЕХАНИЧЕСКИЕ И ТРИБОТЕХНИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ДЕТАЛЕЙ.....	314

Строительство

Дрозд Г.Я. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ РЕШЕНИЯ ПРОБЛЕМЫ УТИЛИЗАЦИИ КОММУНАЛЬНЫХ ОТХОДОВ	323
---	-----

Должиков П.Н., Абед С.Ф., Кипко Э.Я. ИССЛЕДОВАНИЕ ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ОБВОДНЕННЫХ РАЗУПЛОТНЕННЫХ ГРУНТОВ	332
Дрозд Г.Я., Хвортова М.Ю. РЕЗУЛЬТАТЫ МОНИТОРИНГА КАНАЛИЗАЦИОННЫХ СЕТЕЙ ПРЕДПРИЯТИЙ ВОДОПРОВОДНО- КАНАЛИЗАЦИОННОГО ХОЗЯЙСТВА УКРАИНЫ	338
Должиков П.Н., Кобзарь Ю.И., Кирияк К.К. СТАБИЛИЗАЦИЯ ОПОЛЗНЕВОГО ПРОЦЕССА СПОСОБОМ НАПОРНОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ.....	345
Дрозд Г.Я., Хвортова М.Ю., Бизирка И.И. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДИФФУЗИИ ИОНОВ ТЯЖЕЛЫХ МЕТАЛЛОВ ИЗ АСФАЛЬТОБЕТОНА	352
Отрош Ю.А., Карапетян С.Х. НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНІЙ СТАН ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СИЛОВИХ, ДЕФОРМАЦІЙНИХ ТА ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ВПЛИВАХ	360
Белевцова Н.Л. ИССЛЕДОВАНИЕ УПРУГО-ПЛАСТИЧЕСКОГО НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ОБОЛОЧЕК ПРИ НЕОСЕСИММЕТРИЧНОЙ НАГРУЗКЕ С УЧЕТОМ ИСТОРИИ НАГРУЖЕНИЯ.....	368
Иванов А.П., Кирьяева Л.П. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛЕЙ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРОКАТНЫХ ДВУТАВРАХ.....	377

Электротехника. Радиотехника

Лущик В.Д., Полезін С.Ю., Античко Г.С. ДОСЛІДЖЕННЯ ПЕРЕДЧАСНОГО ВИХОДУ З ЛАДУ ОБМОТОК ДВОПОЛЮСНИХ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ СЕРЕДНЬОЇ ПОТУЖНОСТІ.....	385
Кухарев А. Л. РЕЖИМЫ РАБОТЫ ТИРИСТОРНО-КОНТАКТОРНЫХ УСТРОЙСТВ РЕГУЛИРОВАНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОПЕЧНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ	391

Кулініч О.І., Квашнина О.В., Зіновський Р.А. ВИКОРИСТАННЯ БЕЗКОНТАКТНОГО ТИРИСТОРНОГО ПУСКАЧА В РЕВЕРСИВНОМУ ЕЛЕКТРОПРИВОДІ.....	402
Скурятин Ю.В., Денисевич Н.А. ПОВЫШЕНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ СОВМЕСТИМОСТИ С СЕТЬЮ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЧАСОТЫ	407
Ткачев Р.Ю., Глушко О.В. СТРУКТУРНО-ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ ИДЕНТИФИКАЦИЯ ОБЪЕКТОВ С РЕЦИКЛОМ НА ОСНОВЕ ДИСКРЕТНОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ ВЫХОДНОЙ КООРДИНАТЫ	415
Худобин К.В., Цодик И.А. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТЕРЖНЯ КОРОТКОЗАМКНУТОЙ ОБМОТКИ РОТОРА АСИНХРОННЫХ МАШИН, С ПОМОЩЬЮ ПОЛЕВЫХ РАСЧЕТОВ.....	425
Вержаковский А.А., Пупков В.С. КЛЮЧ ЗАЩИТЫ ПРОГРАММНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ, ИСПОЛЬЗУЮЩИЙ ВСТРОЕННУЮ ОПЕРАЦИОННУЮ СИСТЕМУ	430
Белоха Г.С. СТРУКТУРНАЯ ИНВАРИАНТНОСТЬ ЧАСТОТНО- ТОКОВОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ	439
Іваненко В.С. РОТОРНА СУМІЩЕНА ОБМОТКА.....	444
ABSTRACTING	451
Требования к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ	464

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Випуск 36

Головний редактор

Заблодський М.М. – докт. техн. наук

Редакційна колегія:

С.М. Петрушов – докт. техн. наук,
О.М. Новохатський – докт. техн. наук,
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,
М.К. Клішин – докт. техн. наук,
А.П. Борзих - докт. техн. наук,
П.М. Должиков - докт. техн. наук,
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,
В.Д. Лущик – докт. техн. наук,
С.В. 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. Паеранд – канд. техн. наук,
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

(українською, російською та англійською мовами)

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

Підп. до друку . Формат 60×84¹/₁₆. Папір офс.
Друк RISO. Ум.друк.арк . Зам. № . Наклад 100 пр.
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:
Донбаський державний технічний університет
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.
(Творче виробниче об'єднання «ЛАДО», каб. 113-а, II корпус, т./факс (06442)2-02-59)
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004