

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

**НАЦИОНАЛЬНАЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ  
АКАДЕМИЯ УКРАИНЫ**

**МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ  
ТЕПЛОТЕХНИКА**

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 4 (19)**

**Днепропетровск  
«Новая идеология»  
2012**

**Металлургическая теплотехника** : сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины. – Выпуск 4 (19). – Днепропетровск : Новая идеология, 2012. – 232 с.

Рекомендовано к печати Ученым советом Национальной металлургической академии Украины. Протокол № 9 от 26 ноября 2012 г.

**Учредитель издания:** Национальная металлургическая академия Украины.  
**Главный редактор:** Величко А.Г., чл.-корр. НАН Украины, д.т.н., проф.  
**Заместитель главного редактора:** Губинский М.В., д.т.н., проф.  
**Редакционная коллегия:** Иващенко В.П., д.т.н., проф.; Пройдак Ю.С., д.т.н., проф.; Грес Л.П., д.т.н., проф.; Ревун М.П., д.т.н., проф.; Спирин Н.А., д.т.н., проф.; Тимошпольский В.И., д.т.н., проф.; Трусова И.А., д.т.н., проф.; Ерёмин А.О., к.т.н., доц.; Радченко Ю.Н., к.т.н., доц.; Гупало Е.В., к.т.н., доц.  
**Технический редактор:** Шемет Т.Н.

В сборнике публикуются статьи украинских и зарубежных авторов по специальностям 05.16.02 – «Металлургия черных и цветных металлов и специальных сплавов», 05.14.06 – «Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика». Периодичность издания – 1 раз в год.

**Адрес редакции:** Редакция сборника «Металлургическая теплотехника», кафедра ТЭМП, НМетАУ, пр. Гагарина, 4, г. Днепропетровск, 49600, Украина.  
**Тел./факс:** (+380562) 46-24-73. **Е-mail:** ktemp@ktemp.dp.ua  
**Web-сайт:** <http://mt.ktemp.dp.ua/index.html>

*Свидетельство о государственной регистрации печатного средства массовой информации: серия КВ № 15113-3685Р от 21.04.2009 г.*

*Постановлением президиума ВАК Украины № 01 – 05/2 от 10.03.2010 г. сборник научных трудов НМетАУ «Металлургическая теплотехника» включен в перечень изданий, в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ на соискание научных степеней доктора и кандидата технических наук.*

УДК 669.184

**Бейцун С.В.** – к.т.н., доц., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Михайловский Н.В.** – к.т.н., доцент, НМетАУ

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛООВОГО СОСТОЯНИЯ СТАЛЕРАЗЛИВОЧНЫХ КОВШЕЙ

*Разработана математическая модель для определения изменения теплосодержания футеровки сталеразливочного ковша при различных операциях на участке внепечной обработки стали. Исследовано изменение температуры расплава в ковше при различных вариантах его подготовки под разливку. Установлена зависимость величины снижения температуры расплава, разлитого в ковш, от времени его остывания.*

*Ключевые слова: сталеразливочный ковш; тепловое состояние; охлаждение расплава.*

### Постановка проблемы

Внепечная обработка характеризуется значительными энергетическими затратами, связанными с поддержанием температуры стали в ковше в заданных пределах. Снижение температуры расплава связано с тепловыми потерями на нагрев футеровки ковша, теплопередачей через нее и излучением с открытой поверхности расплава.

С целью снижения тепловых потерь расплава на нагрев футеровки, а также уменьшения ее термического удара при наполнении стальной ковш предварительно разогревают на специальных стендах, что также сопряжено с большими энергетическими затратами.

По существующей технологии, под выпуск могут также подаваться ковши после разливки, которые не требуют дополнительного разогрева. В таком случае возникает задача определения теплосодержания футеровки ковша, который после разливки назначен под выпуск стали, т.к. между двумя этими операциями проходит определенное время, за которое ковш частично остывает.

Существующие технические средства контроля не позволяют адекватно оценивать теплосодержание футеровки ковша, поэтому необходимо разработать математическую модель, позволяющую прогнозировать изменение температуры футеровки ковша. Использование такой модели позволит судить о необходимости и длительности дополнительного разогрева ковша, что в конечном итоге уменьшит энергетические затраты на плавку.

### **Анализ последних исследований и публикаций**

Исследованию распределения температур внутри футеровки ковша при различном тепловом воздействии на нее посвящено достаточно много работ. В частности, в [1] описана математическая модель нестационарного теплопереноса через огнеупорную футеровку ковша, которая позволяет рассчитывать изменение температуры расплава в зависимости от толщины слоев футеровки ковша и состояния поверхности расплава. С использованием этой модели в [2] рассмотрено влияние толщины футеровки сталеразливочного ковша на тепловые потери расплава. В работе [3] предложена технология автоматического определения теплосодержания сталеразливочного ковша.

### **Цель исследований**

Разработать математическую модель изменения теплосодержания футеровки и исследовать изменение температуры расплава в зависимости от предыдущего времени остывания ковша с целью рационального использования ковшей под выпуск стали после разливки.

### **Основная часть**

В качестве объекта исследования были приняты 120-тонные сталеразливочные ковши, которые применяются для внепечной обработки в условиях ОАО «Интерпайп НТЗ». Наружный диаметр ковша по обечайке составляет 3,6 м, высота ковша 4,3 м.

Согласно существующей технологии, выпуск стали производится в два предварительно подготовленных ковша. Затем последовательно расплав в ковшах проходит обработку на установке «ковш-печь», где выполняют доводку стали по химсоставу и нагрев ее до заданной температуры, и в вакуум-камере – с целью снижения содержания в стали растворенных газов. После вакуумирования ковш отдают на разливку, по окончании которой из него скачивают оставшийся шлак.

Обычно после этого ковши, не имеющие повреждений и дефектов после разливки, устанавливаются на стенды для ожидания. По мере необходимости эти ковши затем разогревают под выпуск стали.

Однако, ковши могут быть назначены непосредственно под следующий выпуск стали из печи. В этом случае важно оценить, насколько быстро будет остывать разлитая в них сталь.

### **Исходные данные для моделирования**

Для моделирования теплового состояния сталеразливочный ковш принят цилиндром с плоским днищем. В математической модели учитывается теплообмен через боковую поверхность и днище ковша, которые состоят из нескольких слоев различных материалов, а также из-

лучением с поверхности расплава, покрытого слоем шлака или лузара, аналогично [2].

Для расчета всего процесса нестационарного теплообмена при различных операциях со сталеразливочным ковшом используются следующие исходные данные:

- геометрические размеры ванны (высота 3,0 м, диаметр 2,57 м);
- плотность расплава ( $7500 \text{ кг/м}^3$ );
- начальная температура расплава ( $1620 \text{ }^\circ\text{C}$ ) и внутренней поверхности футеровки ковша после его прогрева на стенде ( $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ), а также температура окружающей среды – воздуха ( $20 \text{ }^\circ\text{C}$ );
- толщина и число слоев футеровки (приведены в таблице);
- коэффициенты теплоотдачи: от наружной стенки ковша к воздуху –  $50 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$ , от внутренней стенки ковша к воздуху –  $75 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$ , от расплава к стенке ковша –  $5800 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$ ;
- степень черноты излучающей поверхности: шлака – 0,40, лузара – 0,04.

Структура футеровки сталеразливочного ковша, а также теплофизические свойства ее компонентов приведены в таблице. Зависимость теплоемкости и теплопроводности материалов от температуры  $t$  учитывается в виде коэффициентов соответствующих линейных уравнений (см. таблицу 1).

Таблица 1

Структура футеровки сталеразливочного ковша и теплофизические свойства ее материалов [4]

Материал	Толщина, мм		Число слоев		Плотность, $\text{кг/м}^3$	Теплоемкость, $\text{кДж/(кг}\cdot\text{}^\circ\text{C)}$	Теплопроводность, $\text{Вт/(м}\cdot\text{}^\circ\text{C)}$
	стенка	днище	стенка	днище			
Корунд	150	150	6	8	3000	$790 + 0,42 t$	$2,10 + 1,90 \cdot 10^{-3} t$
Муллит	65	65	4	4	2600	$840 + 0,25 t$	$1,39 + 6,10 \cdot 10^{-4} t$
Шамот	32	–	2	–	2000	$880 + 0,23 t$	$0,69 + 3,14 \cdot 10^{-4} t$
АССБ	–	85	–	6	1400	$840 + 0,20 t$	$0,48 + 1,40 \cdot 10^{-4} t$
Сталь	20	28	1	1	7800	500	33,1

### Последовательность моделирования

Моделирование проводилось для двух вариантов технологии внепечной обработки стали. В первом варианте моделировалась подготовка (прогрев) ковша на стенде до температуры внутренней поверхности  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  с последующим наливом в него расплавленного металла, покрытого шлаком. После скачивания шлака (через 20 минут) поверхность расплава укрывалась теплоизолирующим материалом – лузаром.

Во втором варианте моделировалось остывание пустого ковша по окончании разливки в течение определенного времени, а затем налив в него расплавленного металла с аналогичной первому варианту обработкой поверхности расплава. Сравнивались величины снижения температуры расплава за один час в обоих вариантах.

### Результаты моделирования

На рисунке 1 представлены результаты моделирования по первому варианту. Кривая 1 представляет начальную температуру слоев футеровки стенки предварительно прогретого ковша, кривая 2 – температуру слоев через 60 минут после налива в ковш расплавленного металла. Аналогично изменяется температура слоев днища ковша.

На рисунке 2 представлены результаты моделирования по второму варианту. Кривая 1 представляет начальную температуру слоев футеровки стенки остывшего ковша, кривая 2 – температуру слоев через 60 минут после налива в ковш расплавленного металла. Аналогично изменяется температура слоев днища ковша.

Начальный профиль температуры футеровки зависит от времени остывания ковша. На рисунке 3 представлены результаты исследования зависимости величины снижения (в течение одного часа) температуры разлитого расплава от времени предыдущего остывания ковша.

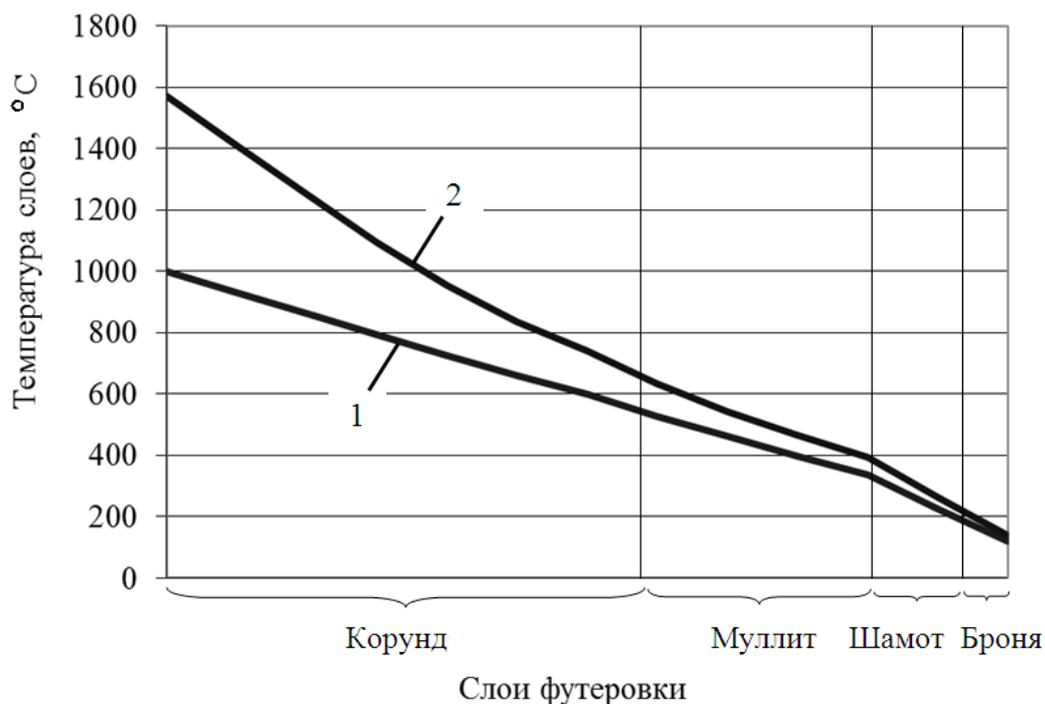


Рис. 1. Результаты моделирования динамики теплового состояния предварительно прогретого ковша



Рис. 2. Результаты моделирования динамики теплового состояния остывшего ковша

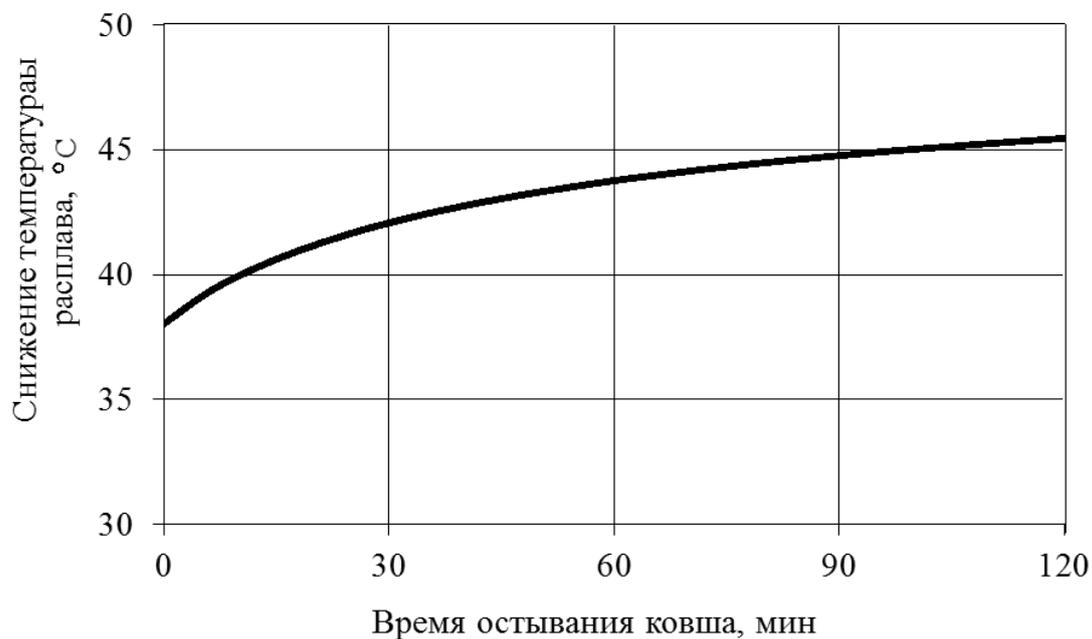


Рис. 3. Зависимость снижения температуры расплава от времени предыдущего остывания ковша

### Анализ результатов моделирования

В результате моделирования первого варианта технологии внепечной обработки стали установлено, что температура расплава, разлитого в предварительно прогретый ковш (до температуры внутрен-

ней поверхности 1000 °С), в течение одного часа снижается на 43,5 °С (базовое значение).

Анализ полученной на модели зависимости снижения температуры расплава, разлитого (по второму варианту технологии) в остывший ковш, от промежутка времени между его опорожнением и следующим заполнением расплавом, показывает, что базовая величина снижения температуры расплава (43,5 °С) достигается через 55 минут.

Следует заметить, что при времени остывания ковша до двух часов, снижение температуры разлитого в него расплава не превышает 45,5 °С, что всего на два градуса больше базового значения для предварительно прогретого ковша.

### **Выводы и направление дальнейших исследований**

Разработана математическая модель для определения изменения теплосодержания футеровки сталеразливочного ковша при различных операциях на участке внепечной обработки стали.

На этой модели исследовано изменение температуры расплава в ковше при различных вариантах его подготовки под разливку.

Установлена зависимость величины снижения температуры расплава, разлитого в ковш, от времени остывания последнего.

Результаты исследований могут быть полезны для экономии энергоресурсов при подготовке сталеразливочных ковшей.

### **Список литературы**

1. Бейцун С. В. Математическая модель процесса охлаждения расплава в сталеразливочном ковше // С. В. Бейцун, Н. В. Михайловский, В. Ф. Сапов. – *Металургійна теплотехніка : збірник наукових праць НМетАУ. – Дніпропетровськ : ПП Грек О.С., 2006. – С. 8–15.*

2. Михайловский Н. В. Влияние толщины футеровки сталеразливочного ковша на тепловые потери расплава // Н. В. Михайловский, С. В. Бейцун. – *Металлургическая теплотехника : сб. научн. трудов НМетАУ. – Днепропетровск : НМетАУ, 2010. – С. 135–142.*

3. Агеев С. В. Технология автоматического определения теплосодержания сталеразливочного ковша // С. В. Агеев, А. Д. Чернопольский, И. А. Петушков, В. И. Бойков, С. В. Быстров, А. А. Блинников. – *Металлург. – 2011. – № 5. – С. 48–52.*

4. Казанцев Е. И. *Промышленные печи : справочное руководство для расчетов и проектирования. – 2-ое издание, перераб. и доп. / Е. И. Казанцев. – М. : Metallurgiya, 1975. – 368 с.*

*Рукопись поступила 06.09.2012 г.*

УДК 669.184.15

**Гичёв Ю.А.** – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Переверзева О.В.** – магистрант, НМетАУ

## **ПРЕДПОСЫЛКИ К ИСПОЛЬЗОВАНИЮ КОНВЕРТЕРНОГО ГАЗА ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО СЫРЬЯ**

*Проанализирован ряд аспектов, касающихся использования конвертерного газа для восстановления железорудного сырья: применение металлизированного сырья в конвертерной плавке; возможность снижения или устранения выбросов СО в атмосферу с негорючим конвертерным газом; возможность уменьшения объёма конвертерного газа при восстановлении.*

*Анализ предпосылок указывает на возможность разработки эффективной системы технологического использования конвертерного газа, включающей получение металлизированного железорудного сырья с последующим использованием его для конвертерной плавки, ликвидацию выбросов СО в атмосферу с негорючим конвертерным газом и уменьшение количества конвертерного газа при восстановлении в 1,1 – 1,8 раза.*

*Ключевые слова: конвертерный газ; железорудное сырьё; восстановление; монооксид углерода.*

### **Введение**

Проблема использования конвертерного газа заключается в периодичности его выхода из конвертера, что практически не позволяет подобрать периодически выходящему конвертерному газу адекватного потребителя. Использование конвертерного газа путем предварительного накопления его в газгольдере, что практикуется за рубежом, является в условиях отечественных кислородно-конвертерных цехов весьма сложной задачей, решение которой на данном этапе технически и экономически затруднено.

Альтернативным вариантом представляется технологическое использование конвертерного газа для подготовки конвертерной шихты [1].

К технологическому использованию газа привлекает внимание возможность эффективного использования периодически выходящего из конвертера газа без каких-либо дополнительных средств, связанных с аккумуляцией его энергии, так как шихта в этом случае выпол-

няет функцию естественного для кислородно-конвертерного процесса аккумулятора энергии конвертерного газа.

Возможность использования конвертерного газа в качестве восстановителя обусловлена его высоким восстановительным потенциалом, позволяющим обеспечить термодинамические и кинетические условия для получения высокометаллизованного железорудного продукта с последующим использованием его в качестве добавки к металлошихте в конвертерной плавке.

### **Постановка задачи**

В данной статье проанализирован ряд аспектов, касающихся использования конвертерного газа для восстановления железорудного сырья:

- применение металлизованного сырья в конвертерной плавке;
- возможность снижения или устранения выбросов CO в атмосферу с негорючим конвертерным газом;
- возможность уменьшения объема конвертерного газа при восстановлении.

### **Производство и применение металлизованного сырья**

Интерес к прямому получению железа вызван: сокращением запаса коксующихся углей, отсутствием ресурсов железного лома гарантированной чистоты и стабильного состава, постоянно растущими требованиями к качеству металла, возможностью организации маломасштабного производства на базе местных ресурсов и рядом других причин.

Особый интерес вызывает одно из направлений, стимулирующих развитие технологий прямого получения железа, – использование металлизованного сырья в качестве металлодобавок к шихте металлургических процессов. Исследования и накопленный опыт в области получения и применения металлизованного сырья показал, что использование его в металлургических переделах (доменном, конвертерном, электросталеплавильном) технологически целесообразно и экономически выгодно. При этом экономическая эффективность зависит от общего уровня затрат на металлизацию сырья, а также от соотношения цен на металлургический кокс и внедоменный восстановитель.

Последнее обстоятельство особенно важно, так как в процессах прямого получения железа с использованием газообразного восстановителя основные затраты приходятся на производство газа. Процессы получения газа-восстановителя весьма энергоемкие и требуют сложного аппаратного оформления. Очевидно, что использование в ка-

честве восстановителя конвертерного газа имеет большое экономическое преимущество.

Восстановленное конвертерным газом железорудное сырье может найти широкое применение в металлургическом производстве. При этом особенно заманчивым является использование предварительно восстановленного железорудного сырья непосредственно в кислородно-конвертерном процессе в качестве металлодобавки к шихте с соответствующей заменой обычных компонентов металлошихты – чугуна и лома.

Целесообразность использования металлизированных железорудных материалов при выплавке стали в кислородных конвертерах подтверждается отечественной и зарубежной практикой [2, 3]. В числе основных преимуществ конвертерной плавки с применением, например, металлизированных окатышей отмечают:

- простоту транспортировки и загрузки металлизированных окатышей в конвертер по сравнению с металлоломом, что позволяет механизировать и автоматизировать их подачу;
- возможность присадки металлизированных окатышей по ходу продувки, что устраняет «холодное» начало процесса и способствует улучшению регулирования теплового режима плавки как за счет рассредоточения присадок по ходу продувки, так и за счет быстрого изменения температуры ванны конвертера при подаче в нее окатышей благодаря большой их удельной поверхности и сравнительно небольшому тепловому сопротивлению;
- возможность улучшения качества металла за счет применения первородного железа металлизированных окатышей, что особенно важно при выплавке сталей специальных марок.

Несколько высокая охлаждающая способность металлизированных окатышей может быть компенсирована путем подачи их в конвертер в нагретом состоянии.

Конверторные плавки с металлизированными окатышами [3] показывают улучшение ряда технико-экономических показателей процесса, в частности: сокращение общего времени плавки, увеличение выхода годного и улучшение качества стали. При этом отмечается спокойный ход процесса: с металлизированными окатышами конвертерные плавки протекают без бурных газовыделений и выбросов.

Перспектива выплавки стали с применением металлизированного сырья в значительной степени зависит от совершенствования технологий прямого получения железа, снижения энергозатрат на восстановление и соотношения цен металлизированного сырья и лома.

Восстановление железорудного сырья непосредственно в конвертерном цехе с использованием в качестве восстановителя CO конвертерного газа создает предпосылки для получения металлизированного продукта с минимальными энергозатратами при стоимости, значительно меньшей стоимости лома.

### Возможность устранения выбросов CO в атмосферу

Отвод газа из конвертера без дожигания и с частичным дожиганием сопряжен с выбросами монооксида углерода в атмосферу. Это связано с тем, что в определенные периоды продувки конвертера содержание CO в отводимом газе ниже предела воспламенения и дожигающие устройства на свече газоотводящего тракта не обеспечивают воспламенение и сжигание такого газа. Периоды появления негорючего конвертерного газа иллюстрируются графиками, приведенными на рисунке 1.

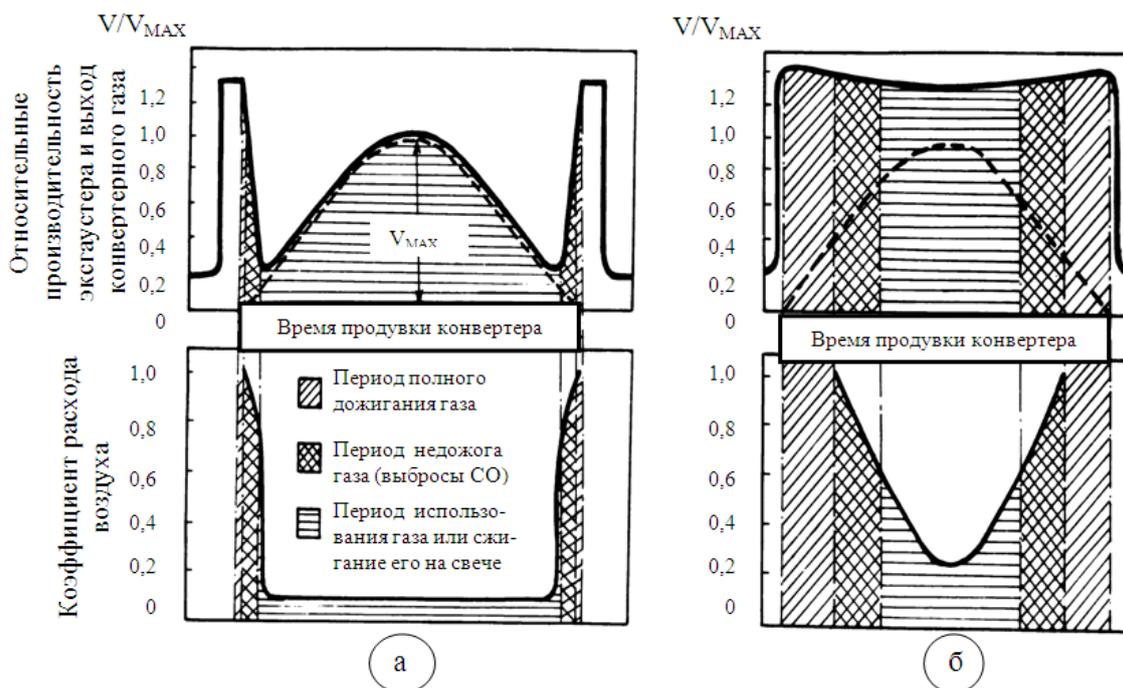


Рис. 1. Выбросы CO при отводе газа без дожигания (а) и с частичным дожиганием (б):  
 — производительность эксгаустера;  
 ---- выход конвертерного газа;  
 $V$  – текущий выход конвертерного газа;  
 $V_{\max}$  – максимальный выход конвертерного газа

При отводе газа без дожигания (см. рис. 1 а) выбросы CO происходят в момент перехода от нерегулируемого отвода газа к регулируемому и, наоборот, в начальные и конечные периоды продувок кон-

вертера. Причиной выбросов является невысокое содержание СО в газе в эти периоды, а также большие подсосы воздуха в зазор между горловиной конвертера и кессоном, которые приводят к дополнительному снижению концентрации СО из-за его разбавления. Количество сбрасываемого монооксида углерода в атмосферу при отводе газа без дожигания составляет в пределах  $0,15 \div 0,30 \text{ м}^3/\text{т}$  стали в зависимости от способа очистки газа (мокрого или сухого), состава газа и интенсивности кислородной продувки. С повышением интенсивности продувки при прочих одинаковых условиях возрастает выход конвертерного газа и содержание в нем СО, что сокращает период недожога газа и, соответственно, уменьшает выбросы СО в атмосферу.

При отводе газа с частичным дожиганием (см. рис. 1 б) периоды образования негорючего газа более продолжительные, а количество сбрасываемого в атмосферу СО составляет  $3 \div 5 \text{ м}^3/\text{т}$  стали. Отвод газа с частичным дожиганием характеризуется средним за продувку коэффициентом расхода воздуха ( $\alpha_{\text{в}}$ ) в пределах  $0,5 \div 0,7$  и изменением его во время продувки. В начальные и конечные периоды продувки  $\alpha_{\text{в}} \geq 1$  и происходит отвод газа с полным дожиганием СО. В середине продувки газ отводится со значительным недожогом ( $0,25 < \alpha_{\text{в}} < 0,60$ ), что сохраняет в газе достаточно большое количество СО и позволяет дожечь его на свече газоотводящего тракта конвертера. Выбросы монооксида углерода имеют место при переходе от полного дожигания к отводу газа со значительным недожогом и наоборот. В эти периоды коэффициент расхода воздуха изменяется в пределах  $0,6 \div 1,0$ , что обуславливает остаток монооксида углерода в газе, неподдающегося дожиганию на свече.

Возможность устранения выбросов СО с негорючим конвертерным газом предоставляется при использовании конвертерного газа в качестве восстановителя в процессе восстановления гематита железорудного сырья до магнетита. По теории восстановления оксидов железа полное использование СО возможно только на первой ступени восстановления: от  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  до  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ . Эта реакция является необратимой и практически происходит без избытка СО. Возможная степень использования СО при восстановлении оксидов железа иллюстрируется графиками на рисунке 2, которые получены из данных по равновесию газовых смесей СО –  $\text{CO}_2$  с оксидами железа, железом и углеродом.

Гематит является наименее прочным оксидом железа и может переходить в  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  при температуре свыше  $1100 \text{ }^\circ\text{C}$  даже при отсутствии восстановителя путем термической диссоциации, а при температуре  $727 \text{ }^\circ\text{C}$   $\text{Fe}_2\text{O}_3$  восстанавливается смесью, состоящей из 99 %  $\text{CO}_2$  и 1 % СО [4].

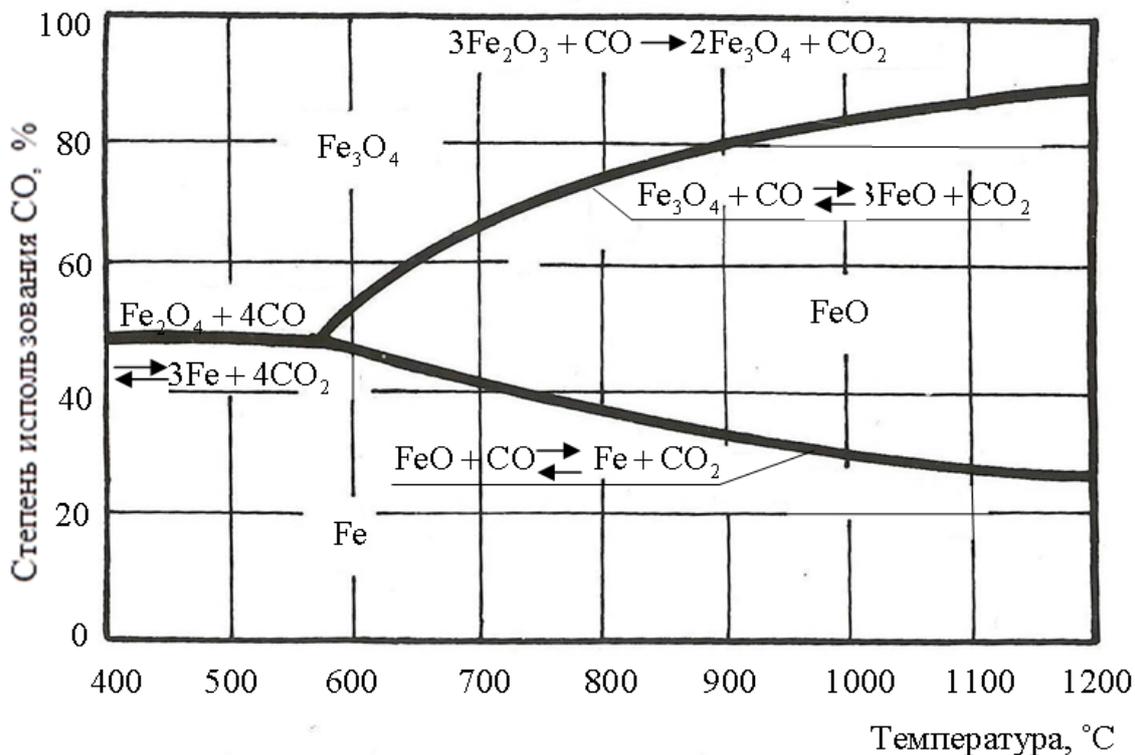


Рис. 2. Термодинамически возможная степень использования CO при восстановлении оксидов железа

Экспериментальное определение равновесия этой реакции чрезвычайно затруднено и не предпринималось. При ориентировочном подсчете константы равновесия отношение парциальных давлений компонентов газовой смеси  $\text{CO}_2 - \text{CO}$  составило  $10^4$  [5], что указывает на возможность равновесия реакции при практически полном превращении CO в  $\text{CO}_2$ .

Полное использование CO в промышленных восстановительных агрегатах не представляется возможным по следующим причинам.

Во-первых, высокая степень восстановления продукта, полученного в промышленных восстановительных печах, требует определенного избытка восстановителя. Избыток CO на ступенях восстановления  $\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{FeO}$  и  $\text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$  значительно больше требуемого количества CO для восстановления в том же сырье  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  до  $\text{Fe}_3\text{O}_4$ . Поэтому даже при противотоке, где создаются наиболее благоприятные условия для максимального использования газа-восстановителя, без дополнительных мер (промежуточной отмывки диоксида углерода и пр.) достичь полного использования CO не представляется возможным.

Во-вторых, теплоты, которой располагает газ-восстановитель, недостаточно для нагрева массы железорудного сырья, соответствующей по стехиометрическому соотношению полному использованию CO.

При экспериментальных исследованиях ступень восстановления  $\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4$  рассматривается только как необходимая стадия для достижения более высокой степени восстановления, а в качестве восстановителя применяют обычно чистый СО или смесь газов, содержащих значительное количество СО. В связи с этим специальных наблюдений за процессом с полным использованием оксида углерода при восстановлении не предпринималось. Тем не менее, провести такие исследования позволяет обычная в лабораторной практике восстановительных процессов экспериментальная установка, схема которой вместе с результатами опытов представлена на рисунке 3.

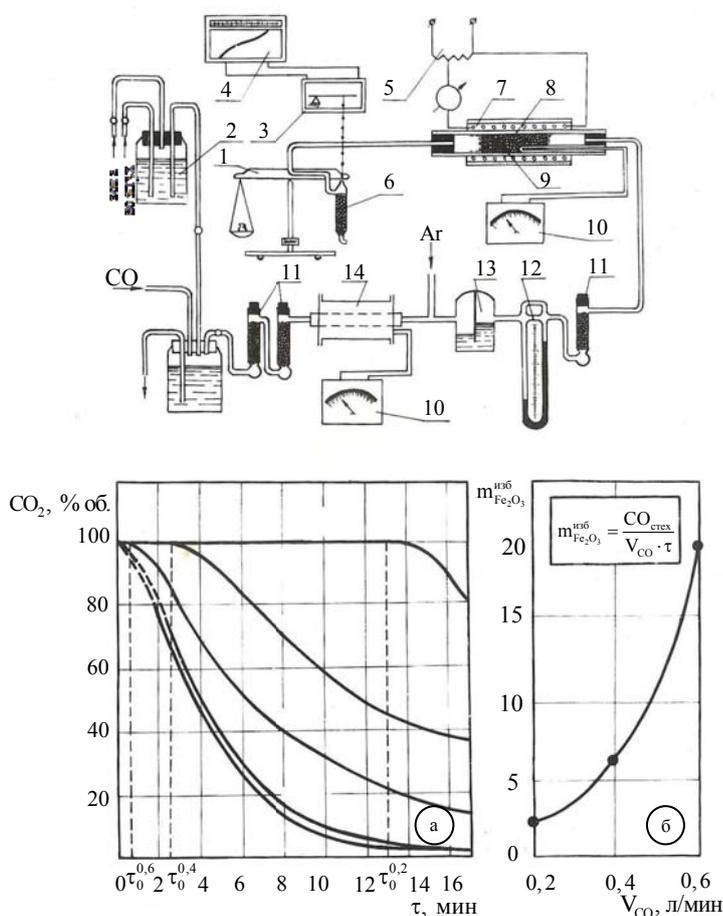


Рис. 3. Схема установки и результаты опытов с полным использованием СО при восстановлении гематитовых окатышей:  
 1 – весы; 2 – моностат; 3 – механоэлектрический преобразователь ЭДД-1;  
 4 – потенциометр ЭПП-09 РМЗ; 5 – автотрансформатор (типа РНО-10);  
 6 – поглотитель  $\text{CO}_2$ ; 7 – нагревательный элемент; 8 – реакционная трубка;  
 9 – слой гематитовых окатышей; 10 – потенциометр ПП-63; 11 – поглотитель влаги; 12 – реометр; 13 – склянка Тищенко; 14 – электропечь с медной набивкой; а – изменение концентрации  $\text{CO}_2$  в смеси СО –  $\text{CO}_2$  на выходе из слоя (0,2...1,0 л/мин – расходы СО); б – зависимость минимального избытка гематита в сырье от расхода СО при полном его использовании в процессе восстановления

Задача опытов состояла в подтверждении возможности полного использования газа-восстановителя в начальный период восстановления слоя железорудного сырья путем подбора соответствующих расходов газа.

В основу методики положено непрерывное взвешивание поглотителя, улавливающего газообразный продукт восстановления – диоксид углерода. При этом восстанавливали слой гематитовых железных окатышей фракции  $3 \div 5$  мм, нагретых до температуры  $700^\circ\text{C}$ . Порцию окатышей массой 185 г помещали в горизонтально расположенную реакционную трубку из кварцевого стекла. Открытые торцы слоя поддерживали в вертикальном положении сетками из нихрома. Температуру слоя измеряли хромель-алюмелевой термопарой.

Изменение содержания диоксида углерода в отходящем газе во время опытов при различных расходах СО представлено на рисунке 3а. Основным результатом опытов заключался в экспериментальном подтверждении возможности полного использования СО в течение заметного промежутка времени при восстановлении слоя железорудного сырья, состоящего из частиц сравнительно больших размеров.

В условиях выполненного эксперимента определяющим параметром явился расход газа-восстановителя (СО). При изменении расхода газа от 1,0 до 0,2 л/мин время полного использования СО, определяемое продолжительностью выхода газа со 100-процентным содержанием  $\text{CO}_2$ , составило от едва заметного промежутка времени при 0,8 л/мин до 13 мин при расходе 0,2 л/мин. При этом следует подчеркнуть, что в качестве восстановителя применялся чистый оксид углерода.

Опыты показали, что для полного использования СО количество гематита в сырье должно быть больше, чем по стехиометрическому соотношению реакции восстановления на ступени  $\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4$ . При этом избыток гематита при прочих одинаковых условиях (в данном случае при одинаковой температуре и массе сырья) возрастает с увеличением расхода СО (см. рис. 3б). Величина избытка гематита определялась соотношением:

$$m_{\text{Fe}_2\text{O}_3}^{\text{изб}} = \frac{\text{CO}_{\text{стех}}}{V_{\text{CO}} \cdot \tau}, \quad (1)$$

где  $\text{CO}_{\text{стех}}$  – стехиометрически необходимое количество СО для восстановления гематита окатышей в магнетит;  $V_{\text{CO}}$  – расход оксида углерода;  $\tau$  – продолжительность периода восстановления с полным использованием СО.

Необходимость в избытке гематита при полном использовании СО указывает на доминирующее значение реакции, происходящей на поверхности частиц сырья. Значительная часть оксидов железа, нахо-

дящихся в глубине частиц, не успевает включиться в процесс. После восстановления гематита на поверхности частиц сырьё теряет свойство полного использования CO вследствие перехода оксидов железа на следующую ступень восстановления, требующую избытка CO.

Представленные результаты указывают на реальность и целесообразность разработки процесса восстановления железорудного сырья с полным использованием небольших концентраций CO в газе с целью применения этого процесса для ликвидации выбросов CO в атмосферу с негорючим конвертерным газом.

### **Возможность уменьшения объема конвертерного газа при восстановлении**

Возможность уменьшения объема конвертерного газа при восстановлении железорудного сырья обусловлена реакцией Л. Белла:  $2\text{CO} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{C}$ , сопутствующей восстановлению оксидов железа оксидом углерода и сопровождающейся уменьшением объема газовой фазы в два раза.

Распад оксида углерода по реакции Л. Белла на сажистый углерод и диоксид углерода наибольший интерес вызвал при изучении доменного процесса и процессов прямого получения железа [6]. Отмечается отрицательное действие распада CO на восстановительные процессы: распад уменьшает концентрацию CO в газе и, соответственно, ухудшает его восстановительные свойства, дополнительно науглероживает железо, а также разрушает огнеупоры кладки печи и куски железорудного материала под воздействием отлагающегося в порах и трещинах углерода. Указывается на отложение сажи в газоходах и отмечается отрицательное действие отложений сажи на работу аппаратов газоочистки.

Отмечается положительная роль распада CO в тепловых балансах процессов восстановления. Распад CO способствует увеличению прихода теплоты от горения сажистого углерода с последующей аккумуляцией ее в шихте, что повышает термический к.п.д. печи. Отмечается также высокая восстановительная способность углерода, отлагающегося в порах железорудного сырья, и возможность регулирования степени науглероживания железа путем создания технологических условий, тормозящих или интенсифицирующих распад CO.

Ощутимое влияние реакции распада CO на металлургические процессы потребовало изучения термодинамических и кинетических условий ее проявления.

По термодинамическим признакам распад оксида углерода делает невозможным восстановление железа из вюстита при температуре ниже 700 °С. Тем не менее, реальный ход процесса определяется не

только термодинамическими соотношениями, но и кинетическими особенностями реакции. При значительных скоростях газового потока распад СО не успевает снизить концентрацию восстановителя до пределов, сдвигающих ход реакции в сторону окисления.

Значительная скорость распада СО отмечается при каталитическом действии твердой поверхности [7], ослабляющей кинетические трудности распада и обеспечивающей наибольшие скорости разложения. В качестве твердой поверхности может служить, например, поверхность частиц железорудного материала, находящегося в процессе восстановления. Обобщение результатов исследований и наблюдений указывает на максимальную интенсивность распада СО в интервале температур  $400 \div 700$  °С при скорости газа до  $0,1 - 0,5$  м/с. Установлено, что катализатором реакции в интервале температур  $450 \div 600$  °С является свежевостановленное железо, полученное при низкотемпературном восстановлении, т.е. в наиболее активной форме.

Распад оксида углерода и науглероживание восстанавливаемого материала нашли применение в процессах внедоменного получения железа. В работе [8] приведен способ восстановления железорудного материала, включающий две стадии: предварительное восстановление в кипящем слое, сопровождающееся интенсивным распадом СО, и окончательное восстановление при длительной выдержке материала во вращающейся печи. В работе [9] указывается на возможность достижения заданного содержания углерода в продуктах прямого получения железа путем регулирования распада СО.

Предпосылки к созданию благоприятных условий для распада СО при отводе конвертерного газа носят качественно новый характер, состоящий прежде всего в уменьшении объема отводимого из конвертера газа [10]. Для оценки эффективности такого процесса выполнены расчеты уменьшения объема конвертерного газа, содержащего от 70 до 90 % СО. Ниже приведены основные положения этого расчета.

При распаде СО конвертерного газа с учетом исходного и конечного его составов реакцию Л. Белла можно представить в следующем виде:

$$V'_{\text{CO}} + V'_{\text{CO}_2} = V'_{\text{CO}_2} + \frac{V'_{\text{CO}} - V''_{\text{CO}}}{2} (\text{CO}_2) + V''_{\text{CO}} (\text{CO}) + (\text{C}), \quad (2)$$

где  $V'_{\text{CO}}$ ,  $V'_{\text{CO}_2}$ ,  $V''_{\text{CO}}$ ,  $V''_{\text{CO}_2}$  – соответственно объемы СО и СО<sub>2</sub> в конвертерном газе до и после каталитического распада, в скобках указаны компоненты реакции.

Выражение для определения объема диоксида углерода после распада СО с учетом уравнения (2) имеет вид:

$$V''_{\text{CO}_2} = V'_{\text{CO}_2} + \frac{V'_{\text{CO}} - V''_{\text{CO}}}{2}. \quad (3)$$

При этом соотношение объемов CO и CO<sub>2</sub> после реакции распада определялось равновесным соотношением:

$$\frac{V_{\text{CO}}^{\text{II}}}{V_{\text{CO}_2}^{\text{II}}} = \frac{\text{CO}^{\text{P}}}{\text{CO}_2^{\text{P}}}, \quad (4)$$

где CO<sup>P</sup>, CO<sub>2</sub><sup>P</sup> – равновесные концентрации CO и CO<sub>2</sub> в газовой фазе для реакции Л. Белла.

Путем совместного решения уравнений (3) и (4) определялись объемы компонентов конвертерного газа CO и CO<sub>2</sub> после каталитического распада при температуре 400 ÷ 700 °С. Для расчета использовались равновесные состояния реакции  $2\text{CO} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{C}$ , вычисленные по эмпирическому уравнению Фальке [5].

Уменьшение объема конвертерного газа определялось соотношением:

$$k_v = \frac{V_{\text{CO}}^{\text{I}} + V_{\text{CO}_2}^{\text{I}}}{V_{\text{CO}}^{\text{II}} + V_{\text{CO}_2}^{\text{II}}}. \quad (5)$$

Представленные на рисунке 4 результаты расчета указывают на возможность уменьшения объема конвертерного газа при каталитическом распаде CO в 1,1 – 1,8 раза в зависимости от температуры реакции и исходного содержания в газе CO.

Реализация процесса каталитического распада CO при отводе конвертерного газа предоставляет возможность значительно сократить объем отводимого газа, уменьшить капитальные и эксплуатационные затраты на газоочистку, получить восстановленный и науглероженный продукт, который успешно можно использовать в металлургических процессах. Уменьшение объема газа сопровождается снижением давления в системе, что будет способствовать улучшению режима работы эксгаустера.

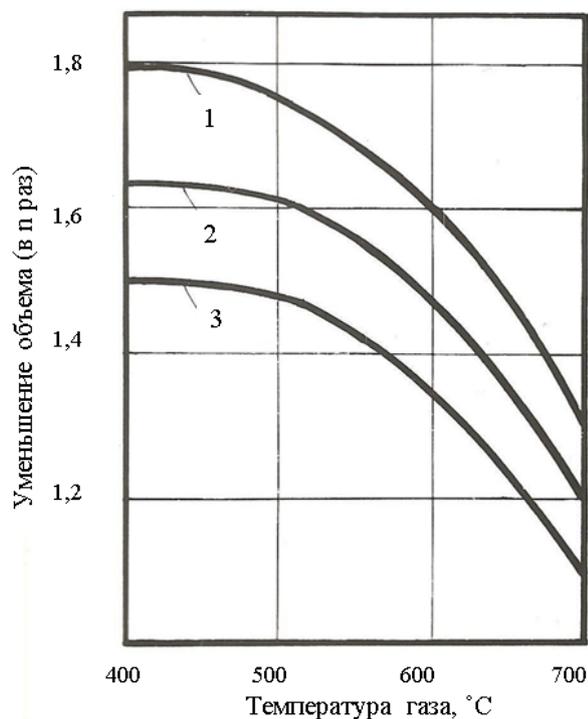


Рис. 4. Зависимость уменьшения объёмов конвертерного газа от температуры при каталитическом распаде CO: 1 – исходное содержание CO в газе 90 %; 2 – 80 %; 3 – 70 %

### Выводы

Анализ предпосылок указывает на возможность разработки эффективной системы технологического использования конвертерного газа, включающей получение металлизированного железорудного сырья с последующим использованием его для конвертерной плавки, ликвидацию выбросов CO в атмосферу с негорючим конвертерным газом и уменьшение количества конвертерного газа при восстановлении в 1,1 – 1,8 раза.

### Список литературы

1. Гичёв Ю. А. Взгляд на проблему использования отходящих газов сталеплавильных конвертеров / Ю. А. Гичёв // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2004. – № 2(8). – С. 30–36.
2. Омивале А. М. К вопросу использования металлизированных окатышей в кислородных конвертерах / А. М. Омивале, А. Ф. Вишкарев, В. П. Григорьев // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1989. – № 11. – С. 43–46.
3. Душа В. М. Рациональный режим охлаждения конвертерной плавки металлизированными окатышами / В. М. Душа // Проблемы металлургического производства : Респ. межвед. науч.-техн. сб. – К. : Техника. – 1991. – № 105. – С. 16–19.
4. Есин О. А. Физическая химия пирометаллургических процессов / О. А. Есин, П. В. Гельд // Часть первая. – 2-е изд., исправ. и доп. – Свердловск : Металлургиздат, 1962. – 671 с.
5. Ростовцев С.Т. Теория металлургических процессов / С. Т. Ростовцев. – М. : Металлургиздат, 1956. – 515 с.
6. Готлиб А. Д. Доменный процесс / А. Д. Готлиб. – М. : Металлургия, 1966. – 503 с.
7. Любан А.Н. Анализ явлений доменного процесса / А. Н. Любан. – М. : Металлургиздат, 1962. – 532 с.
8. Внедоменное получение железа за рубежом / А. Н. Похвиснев, И. Ю. Кожевников, А. Н. Спектор, Е. Н. Ярхо ; под ред. А. Н. Похвиснева. – М. : Металлургия, 1964. – 367 с.
9. Лякишев Н. В. Перспективы развития бескоксовой металлургии / Н. В. Лякишев, С. Е. Лагутин, Е. Н. Васильев // Металлургия : Проблемы, поиски, решения : Темат. сб. науч. тр. – М. : Металлургия, 1989. – С. 12–18.
10. А. с. 589259 СССР. МКИ С 21 с 5/38. Способ отвода газов из конвертера / Ю. А. Гичёв, К. А. Бовкун, И. Н. Каган [и др.] // Бюл. № 23, 1978. – 2 с.

*Рукопись поступила 03.09.2012 г.*

УДК 669.184.15

*Гичёв Ю.А.* – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

*Переверзева О.В.* – магистрант, НМетАУ

## ОЦЕНКА ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ СПОСОБНОСТИ КОНВЕРТЕРНОГО ГАЗА

*Рассмотрены два варианта размещения реактора-восстановителя на газоотводящем тракте конвертера. Размещение реактора на высокотемпературном газе позволяет одновременно с использованием восстановительного потенциала газа утилизировать его физическую теплоту. При использовании охлаждённого газа возникает проблема нагрева газа перед подачей его в реактор, что осуществляется путём частичного сжигания газа.*

*В результате оценки восстановительной способности газа установлено, что для получения высокометаллизованного продукта газ следует подавать в реактор-восстановитель в течение нескольких продувок конвертера, образующих цикл восстановления. При этом процесс восстановления синхронизирован с выплавкой стали. Установлено также, что использование высокотемпературного газа в 2 – 3 раза эффективнее по сравнению с использованием охлаждённого газа, но вместе с этим использование газа в качестве восстановителя как до, так и после газоочистки, вполне целесообразно. По степени использования CO восстановление конвертерным газом не уступает другим известным технологиям прямого получения железа.*

*Ключевые слова:* конвертерный газ; железорудное сырьё; металлизация; реактор-восстановитель; продувка.

### Введение

Использование конвертерного газа в качестве восстановителя создаёт предпосылки для разработки эффективной системы технологического использования конвертерного газа, включающей получение металлизованного железорудного сырья с последующим применением его в конвертерной плавке взамен лома или чугуна [1]. Для разработки такой системы и её технико-экономической оценки необходимо определение основных технологических показателей процесса восстановления железорудного сырья конвертерным газом, которые зависят от восстановительной способности газа.

### **Постановка задачи**

В задачу данной работы входило:

- разработка схемы размещения реактора-восстановителя на газоотводящем тракте конвертера;
- оценка восстановительной способности конвертерного газа и разработка основных положений технологии восстановления железорудного сырья конвертерным газом: характер и продолжительность процесса, ожидаемый выход металлизированного продукта, степень использования CO конвертерного газа, предпочтительные температурные интервалы восстановления при различных вариантах использования газа.

### **Схема отвода конвертерного газа при восстановлении железорудного сырья**

В период выхода газа из конвертера содержание оксида углерода в нем изменяется. При этом характерными являются (см. рисунок 1):

- увеличение концентрации CO в начальный период продувки конвертера от 0 до максимума;
- стабилизация концентрации CO на максимальном уровне во время развитого процесса обезуглероживания металла;
- снижение концентрации CO от максимума до 0 в конце продувки.

Изменение концентрации CO не позволяет использовать газ для металлизации сырья в течение всего периода продувки. Из диаграммы на рисунке 1 видно, что в начале и в конце продувки содержание CO не может обеспечить высокой степени восстановления, а при наличии ранее металлизированного сырья может вызвать его окисление. Поэтому конвертерный газ следует направлять на металлизацию сырья только в тот период продувки конвертеров, когда соотношение  $CO/(CO+CO_2)$  в газе больше равновесного для реакции восстановления на ступени  $FeO \rightarrow Fe$ . При этом для ликвидации выбросов CO с негорючим конвертерным газом необходимо также учесть использование газа, содержание CO в котором ниже предела воспламенения [2].

Все это обуславливает следующую схему отвода газа:

- отвод газа с концентрацией CO ниже предела воспламенения на восстановление гематитового железорудного сырья, что исключает выбросы CO в атмосферу;
- отвод газа с концентрацией CO выше предела воспламенения, но ниже равновесной концентрации, на дожигание;
- отвод газа с концентрацией CO выше равновесной на металлизацию железорудного сырья.

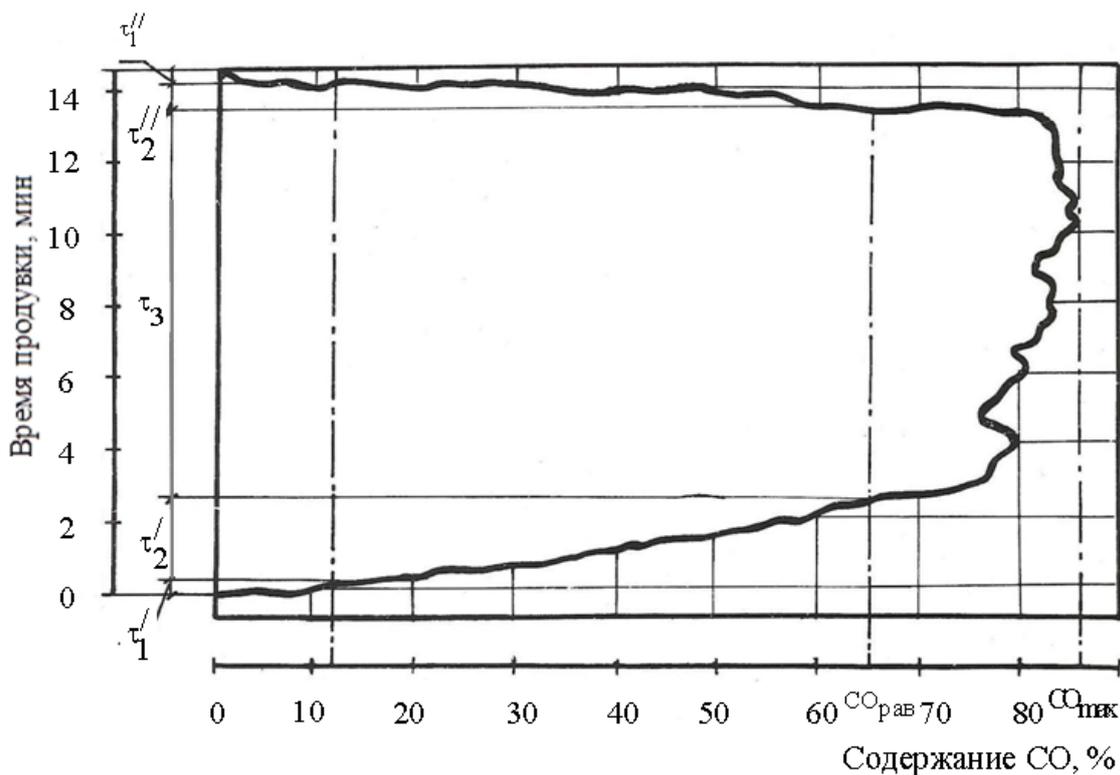


Рис. 1. Диаграмма изменения концентрации CO в газе во время продувки:

$\tau_1 = \tau_1' + \tau_1''$  – период выхода газа с содержанием CO ниже предела воспламенения;  $\tau_2 = \tau_2' + \tau_2''$  – период выхода газа с содержанием CO выше предела воспламенения, но ниже равновесного для реакции  $\text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$ ;  $\tau_3$  – период использования газа для восстановления

Таким образом, схема отвода конвертерного газа при использовании его в качестве восстановителя предполагает наличие на газоотводящем тракте системы, обеспечивающей дифференцированный отвод и использование газа. Система включает двухсекционный реактор-восстановитель (с разобщенными по газу секциями), газоходы и дожигающие устройства. Вариант схемы и общий вид системы приведены на рисунке 2.

В соответствии с изменениями концентрации CO в газе в работе системы следует выделить три периода.

Первый период включает начальные и конечные моменты продувки конвертера, когда концентрация оксида углерода в газе ниже предела воспламенения. В этот период перекидной клапан 11 сообщает входной газовой ход 1 с верхней секцией 5 реактора-восстановителя. Газ проходит через слой гематитового железорудного сырья и частично восстанавливает его, освобождаясь при этом от негорючих концентраций CO.

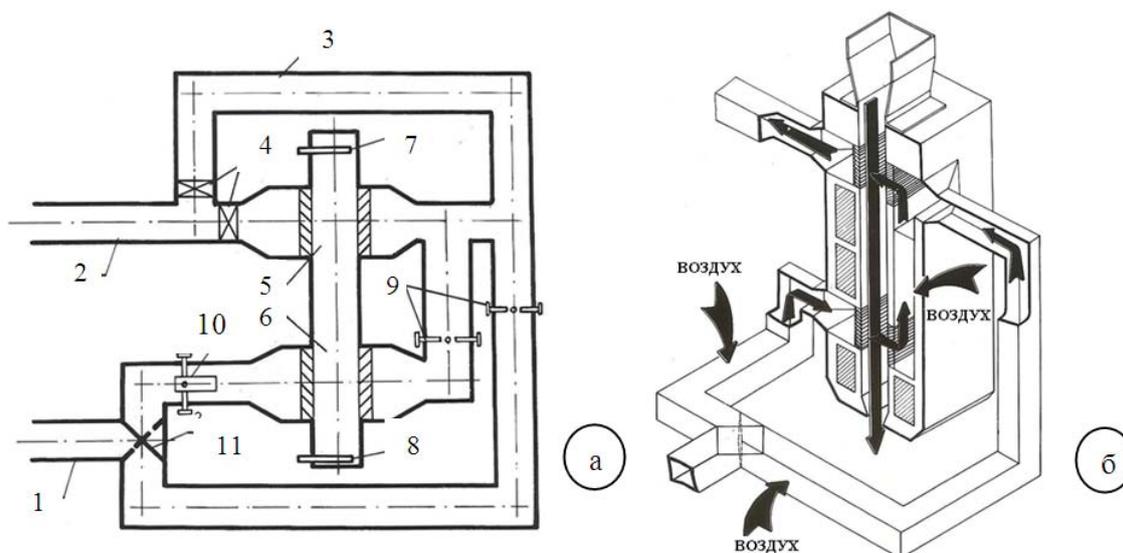


Рис. 2. Принципиальная схема (а) и общий вид (б) системы отвода конвертерного газа при использовании его в качестве восстановителя:  
 1 – входной газоход; 2 – выходной газоход; 3 – обводной газоход;  
 4 – шиберы; 5 и 6 – верхняя и нижняя секции реактора-восстановителя;  
 7 – загрузка сырья; 8 – выгрузка сырья; 9 – фурмы; 10 – устройство для частичного сжигания газа; 11 – перекидной клапан

Второй период включает время выхода газа, когда содержание  $\text{CO}$  в нем изменяется от нижнего предела воспламенения до равновесной концентрации. В этот период положение перекидного клапана такое же, как и в первом периоде. Газ полностью сжигают на свече газоотводящего тракта или в газоходе перед верхней секцией реактора-восстановителя. При сжигании газа в газоходе продукты сгорания пропускают через верхнюю секцию реактора и подогревают восстанавливаемое сырье, а при сжигании на свече газ отводят через обводной газоход 3. При этом направление потока газа регулируют шиберами 4.

Третий период соответствует основному и наиболее продолжительному периоду работы системы. В этот период содержание  $\text{CO}$  в конвертерном газе выше равновесного и перекидной клапан сообщает входной газоход 1 с нижней секцией 6 реактора-восстановителя. Газ проходит через слой железорудного сырья и восстанавливает его. После нижней секции газ может быть использован для подогрева материала в верхней секции 5. Неиспользованный при восстановлении  $\text{CO}$  перед подачей газа в верхнюю секцию сжигают. Возможно также дожигание неиспользованного  $\text{CO}$  на свече. В этом случае газ из нижней секции отводят через свободный газоход 3.

В межпродувочный период положение перекидного клапана 11 такое же, как в первом и во втором периодах, а воздух, отсасываемый эксгаустером, направляют через обводной газоход 3.

По месту размещения системы возможны два варианта, предусматривающие использование высокотемпературного газа, отбираемого за ОКГ, или охлажденного газа, отбираемого после газоочистки.

Первый вариант позволяет использовать не только СО, но и физическую теплоту газа. При этом система располагается в цехе вблизи от конвертера, что упрощает подачу в него металлизированного продукта.

Поскольку размещение системы непосредственно в цехе не всегда предоставляется возможным, предусматривается второй вариант с размещением системы вне цеха при использовании газа после газоочистки. Сложность использования охлажденного газа после газоочистки состоит в необходимости подогревать его перед подачей в реактор-восстановитель. Включение в систему использования конвертерного газа регенеративных или рекуперативных подогревателей требует больших дополнительных капитальных затрат и значительно усложнит систему отвода газа. Менее сложным является получение высокотемпературной смеси путем частичного сжигания СО. Для этого перед входом в нижнюю секцию реактора-восстановителя предусмотрено устройство для частичного сжигания газа (см. рисунок 2).

Частичное сжигание СО несколько снизит восстановительную способность газа вследствие уменьшения в нем общего количества оксида углерода и разбавления газа продуктами сгорания. Возможность использования такого газа для восстановления может быть установлена только после определения состава получаемой смеси и оценки ее восстановительной способности.

Состав конвертерного газа после частичного сжигания определяется долей газа, идущего на горение, которая зависит от заданной температуры газовой смеси после частичного сжигания, исходного содержания СО в газе, вида и температуры применяемого окислителя.

В соответствии с этим для расчета состава газа после частичного сжигания приняты следующие исходные данные: температура смеси, получаемой в результате частичного сжигания, – 900, 1000 и 1200 °С; исходное содержание оксида углерода в сухом конвертерном газе – 90, 80 и 75 %; на использование газ поступает после мокрой очистки, насыщенный влагой при температуре 60 °С (содержание влаги 9,5 % об.); в качестве окислителя приняты воздух (с температурой 20, 500 и 800 °С) и кислород.

Выражение для определения доли идущего на горение конвертерного газа  $v_{\text{кг}}$ , полученное из уравнения теплового баланса, в расчете на 1 м<sup>3</sup> газа имеет следующий вид:

$$v_{\text{кг}} = \frac{c''_{\text{кг}} \cdot t_{\text{сг}} - 0,95 \cdot c'_{\text{кг}} \cdot t_{\text{кг}}}{0,95 \cdot (Q_{\text{н}}^{\text{p}} + L_0 \cdot c_0 \cdot t_0) + c''_{\text{кг}} \cdot t_{\text{сг}} - V_{\text{пс}} \cdot c_{\text{пс}} \cdot t_{\text{сг}}}, \quad (1)$$

где  $t_{cr}$  – температура смеси газов после частичного сжигания;  $t_{кг}$  – температура конвертерного газа после газоочистки;  $t_0$  – температура окислителя;  $Q_n^p$  – теплота сгорания конвертерного газа;  $L_0$  – теоретически необходимое количество окислителя для сжигания  $1 \text{ м}^3$  газа;  $V_{nc}$  – объем продуктов сгорания при сжигании  $1 \text{ м}^3$  газа;  $c'_{кг}$ ,  $c''_{кг}$ ,  $c_0$ ,  $c_{nc}$  – теплоемкости конвертерного газа, окислителя и продуктов сгорания при соответствующих температурах; 0,95 – коэффициент, учитывающий потери теплоты.

Величина доли идущего на горение газа определяет объемы остатка газа и продуктов сгорания, а также соотношение этих объемов в получаемой смеси. Это позволяет по известным составам исходного газа и продуктов его сгорания вычислить состав конвертерного газа после частичного сжигания. Результаты расчета представлены на рисунке 3.

Восстановительная способность газа оценивалась по содержанию CO в газе и отношению  $CO/(CO+CO_2)$ . Положение горизонтальных линий на нижних графиках рисунка 3 соответствует равновесным отношениям  $CO/(CO+CO_2)$  при различных температурах восстановления на ступени  $FeO \rightarrow Fe$ :  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  – 0,528;  $700 \text{ }^\circ\text{C}$  – 0,600;  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  – 0,653;  $900 \text{ }^\circ\text{C}$  – 0,685.

Содержание CO в полученной смеси (см. верхние графики на рисунке 3) показывает преимущество применения в качестве окислителя кислорода и в некоторой степени нагретого воздуха по сравнению с использованием воздуха без подогрева. Подогрев воздуха, при прочих одинаковых условиях, уменьшает долю идущего на горение газа для получения заданной температуры смеси, что сохраняет большее количество CO в газе и в меньшей степени балластирует газ азотом. Применение кислорода вместо воздуха полностью исключает в восстановительной смеси азот, а это, в свою очередь, для получения одной и той же температуры смеси требует меньшего количества дожигаемого газа по сравнению с дожиганием воздухом. В результате содержание CO в смеси при использовании для дожигания кислорода по сравнению с дожиганием воздухом увеличится в  $1,2 \div 1,4$  раза.

По термодинамическим признакам, которые характеризуют отношение  $CO/(CO+CO_2)$  в газе, интервал изменений исходных концентраций CO, позволяющих частично сжечь газ, а затем использовать его в качестве восстановителя, достаточно широкий только при умеренных температурах восстановления ( $700 - 800 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Причем, с увеличением температуры смеси этот интервал заметно сужается.

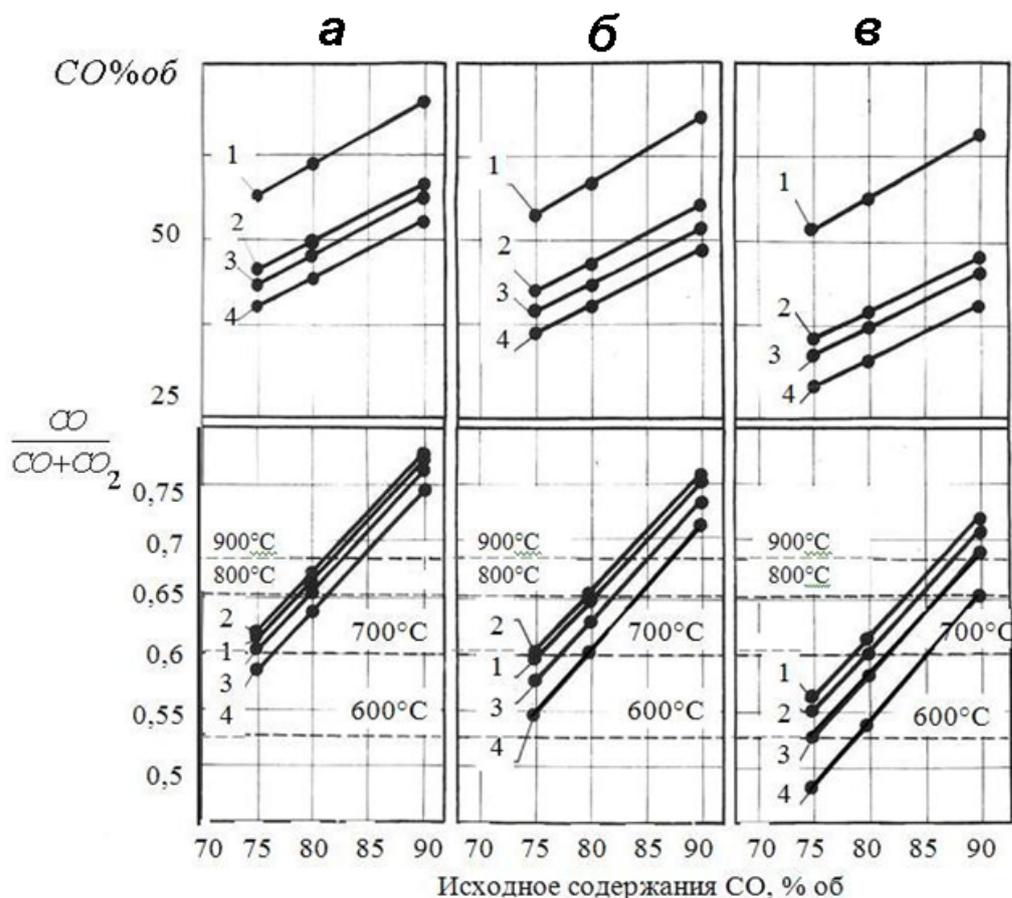


Рис. 3. Зависимость концентрации СО и отношения  $\frac{CO}{CO+CO_2}$  в смеси, получаемой после частичного сжигания газа, от исходного содержания СО в конвертерном газе: 1 – сжигание кислородом; 2, 3 и 4 – сжигание воздухом с температурой 800, 500 и 20 °С, соответственно; а – температура смеси после частичного сжигания 900 °С; б – 1000 °С; в – 1200 °С

Предельную температуру газа после частичного сжигания уточняют графики на рисунке 4, где показаны зависимости минимально допустимой для частичного сжигания исходной концентрации СО в газе от температуры восстановления. Из этих графиков следует нецелесообразность частичного сжигания газа до температуры смеси свыше 900 – 1000 °С, так как при этом существенно повышается уровень допустимых исходных концентраций СО в газе. К тому же ограничение температуры восстановления в пределах 700 ÷ 800 °С исключает необходимость подачи в слой газа с температурой свыше 900 – 1000 °С.

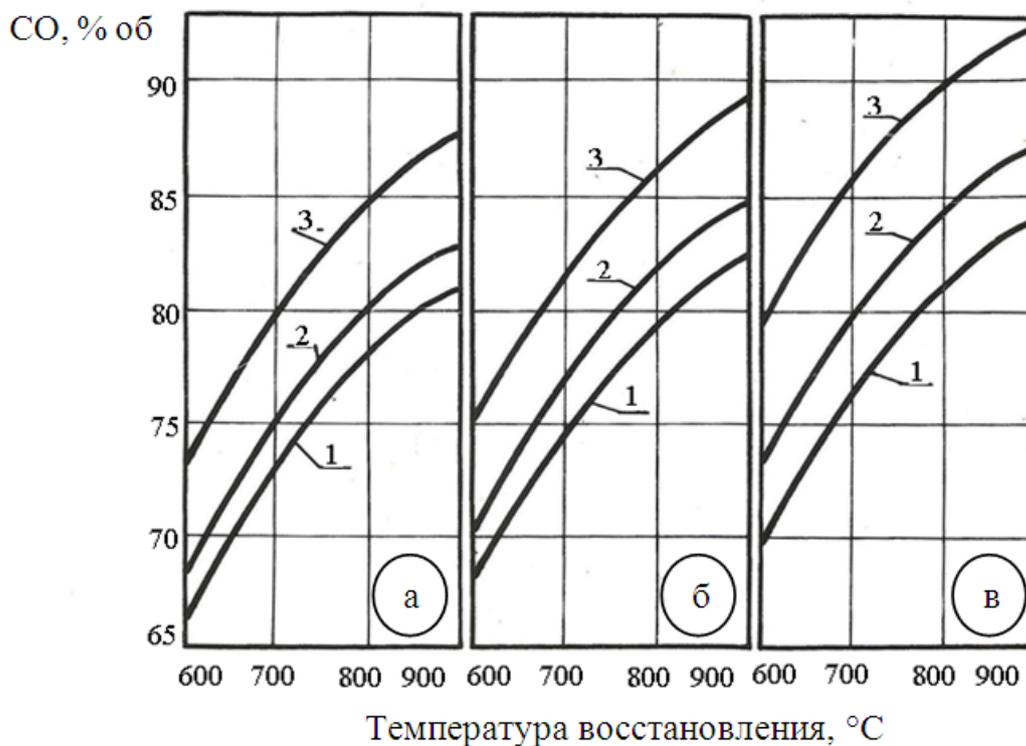


Рис. 4. Зависимость минимально допустимого исходного содержания СО в конвертерном газе от температуры восстановления при использовании газа после частичного сжигания:  
 1 – температура смеси после частичного сжигания газа 900 °С;  
 2 – 1000 °С; 3 – 1200 °С; а – сжигание газа воздухом с температурой 800 °С; б – 500 °С; в – 20 °С

В целом же предоставленные результаты расчета показывают принципиальную возможность использования в качестве восстановителя охлажденного конвертерного газа после частичного сжигания.

### Продолжительность восстановления железорудного сырья конвертерным газом

В соответствии со схемой отвода газа при восстановлении (см. рисунок 2) баланс времени его выхода из конвертера можно представить в следующем виде:

$$\tau_{\text{пр}} = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3, \quad (2)$$

где  $\tau_{\text{пр}}$  – продолжительность продувки конвертера;  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ ,  $\tau_3$  – продолжительность соответствующих периодов работы системы.

В уравнении (2) особый интерес представляет время выхода газа ( $\tau_3$ ), в течение которого его можно использовать для металлизации железорудного сырья.

Расчет времени выхода газа выполнен по диаграмме изменения концентрации CO (см. рисунок 1).

Время выхода газа с содержанием оксида углерода ниже предела воспламенения ( $\tau_1$ ) определялось по концентрации CO для сухого газа (до газоочистки) – 12,5 %, а для насыщенного влагой газа (после мокрой очистки) – 22,5 %. При этом  $\tau_1$  вычислялось как сумма:

$$\tau_1 = \tau_1' + \tau_1'' \quad (3)$$

где  $\tau_1'$ ,  $\tau_1''$  – промежутки времени, относящиеся к первому периоду работы системы, соответственно, в начале и в конце продувки.

Продолжительность второго периода ( $\tau_2$ ) определялась промежутком времени изменения концентрации CO от нижнего предела воспламенения до равновесной концентрации при заданной температуре восстановления:

$$\tau_2 = \tau_2' + \tau_2'' \quad (4)$$

где  $\tau_2'$ ,  $\tau_2''$  – промежутки времени, относящиеся ко второму периоду работы системы.

Время использования газа для металлизации сырья ( $\tau_3$ ) определялось равновесной концентрацией CO при заданной температуре восстановления или вычислялось из уравнения (2):

$$\tau_3 = \tau_{пр} - (\tau_1 + \tau_2). \quad (5)$$

В варианте с охлажденным газом исходные концентрации CO, соответствующие равновесным концентрациям после частичного сжигания газа, определялись по графикам на рисунке 3.

Результаты расчета баланса времени выхода газа из конвертера иллюстрируются графиками, приведенными на рисунке 5.

В варианте с высокотемпературным газом период использования газа для металлизации сырья составляет основную часть времени выхода газа из конвертера (75,0 ÷ 82,5 %) и незначительно снижается с повышением температуры восстановления. В варианте с охлажденным газом повышение температуры восстановления резко снижает время возможного использования газа. Практически независимо от вида окислителя, применяемого для частичного сжигания газа, восстановление охлажденным газом целесообразно при температурах не выше 700 – 800 °С.

Отношение  $\frac{CO}{(CO + CO_2)}$

не дает достаточно полного представления о восстановительной способности газа, так как указывает только на термодинамическую возможность процесса восстановления. Для более полной оценки необходимо знать скорость или время восстановления. В данном случае для этого целесообразно использовать известные расчетные зависимости.

Выбор формулы для расчета времени восстановления представляет определенную сложность и требует учета конкретных условий процесса. В работе [3] отмечается хорошее совпадение экспериментальных данных с результатами расчета по формуле Мак Кевана [4]:

$$\tau_b = \frac{\rho_k \cdot r}{k} \cdot \left[ 1 - (1 - \varphi_k)^{1/3} \right], \quad (6)$$

где  $\rho_k$  – кажущаяся плотность частицы восстанавливаемого сырья;  $r$  – радиус частицы;  $k$  – константа скорости реакции;  $\varphi_k$  – степень восстановления по кислороду.

Приведенная формула получена для кинетического режима восстановления железорудных окатышей при температуре  $400 \div 1000$  °С, что вполне удовлетворяет условиям рассматриваемого процесса.

Расчет времени восстановления по формуле (6) выполнен для железорудных окатышей со средним диаметром 16 мм при температуре  $600 \div 1000$  °С. Константа скорости реакции определялась выражением:

$$k = k_0 \cdot \exp\left(-\frac{E}{R \cdot T_b}\right), \quad (7)$$

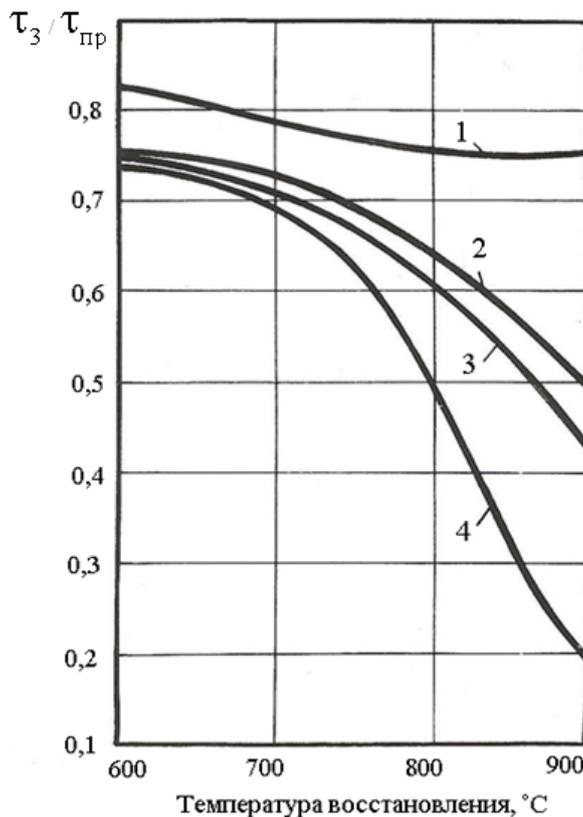


Рис. 5. Зависимость отношения  $\tau_3/\tau_{пр}$  от температуры восстановления: 1 – при использовании высокотемпературного газа; 2, 3, 4 – при использовании охлажденного газа после частичного сжигания кислородом и воздухом, соответственно, с температурой 500 °С и 20 °С

где  $k_0$  – постоянная, характеризующая природу твердого материала и газа-восстановителя;  $E$  – энергия активации при восстановлении оксидом углерода;  $R$  – газовая постоянная;  $T_B$  – температура восстановления.

Величина постоянной  $k_0$  принята по экспериментальным данным [5], в которых она была получена при восстановлении железорудных окатышей оксидом углерода.

Тормозящее действие на реакцию восстановления диоксида углерода и азота учитывалось по графикам на рисунке 6, полученным на основе экспериментальных данных [6, 7]. Выражение для корректировки времени восстановления с учетом торможения реакции от наличия  $CO_2$  и  $N_2$  имеет следующий вид:

$$\tau_B^* = \frac{\tau_B}{(1 - n_{CO_2}) \cdot (1 - n_{N_2})}. \quad (8)$$

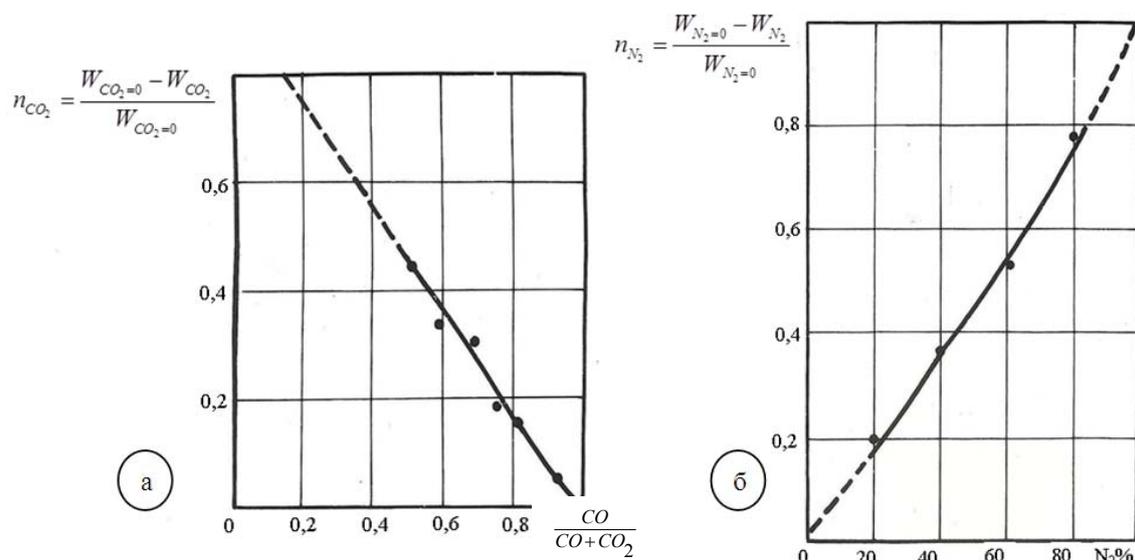


Рис. 6. Влияние концентрации диоксида углерода (а) и азота (б) на скорость восстановления:  $W$  – скорость восстановления при соответствующих концентрациях  $CO_2$  и  $N_2$

Степень восстановления по кислороду пересчитывалась на степень металлизации по формуле:

$$\varphi_{мет} = \frac{\varphi_k - 0,333}{0,667}. \quad (9)$$

Количество продувок, необходимых для восстановления сырья до заданной степени металлизации, определялось отношением:

$$n = \frac{\tau_B^*}{\tau_3}. \quad (10)$$

Результаты расчета времени восстановления конвертерным газом, приведенные на рисунке 7, показывают, что для получения высокометаллизованного продукта необходимо использовать газ в течение нескольких продувок конвертера. Продолжительность цикла при использовании охлажденного газа в 2 – 3 раза больше, чем при использовании высокотемпературного газа, причем, в обоих вариантах количество продувок при температуре ниже 700 °С резко возрастает.

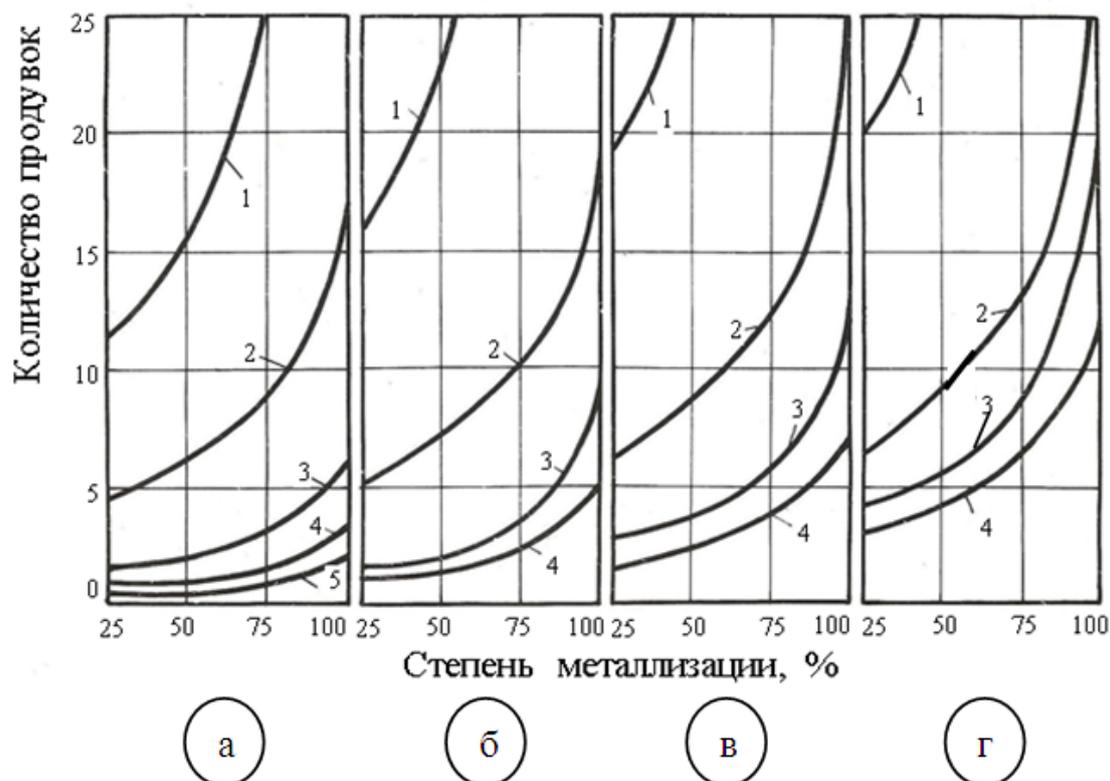


Рис. 7. Зависимость времени восстановления (количества продувок) от степени металлизации сырья при использовании высокотемпературного конвертерного газа (а) и охлажденного газа после частичного сжигания кислородом (б) и воздухом с температурой 500 °С (в) и 20 °С (г):  
 1 – температура восстановления 600 °С; 2 – 700 °С; 3 – 800 °С;  
 4 – 900 °С; 5 – 1000 °С.

Принимая во внимание ограничение температуры восстановления по термодинамическим признакам, можно сделать заключение о приемлемых интервалах температур восстановления конвертерным газом.

Восстановление высокотемпературным конвертерным газом реально в пределах 700 ÷ 1000 °С, причем, верхний предел ограничивается температурой начала образования жидкой фазы.

Восстановление охлажденным газом целесообразно при температурах 700 – 800 °С. Здесь верхний предел ограничивается сокращением времени использования газа для металлизации сырья  $\tau_3$  (см. рисунок 5).

### **Выход металлизированного продукта и степень использования СО конвертерного газа при восстановлении**

Целесообразность использования газа в качестве восстановителя определяется количеством получаемого металлизированного продукта и степенью использования СО при восстановлении. При определении этих показателей учитывалось, что для металлизации сырья используется только часть выходящего из конвертера газа. По аналогии с балансом времени (2), баланс расхода газа можно представить в следующем виде:

$$V_{\text{пр}} = V_1 + V_2 + V_3, \quad (11)$$

где  $V_{\text{пр}}$  – количество газа, отводимого из конвертера за продувку;  $V_1, V_2, V_3$  – объемы выходящего газа в соответствующие периоды работы системы.

Пример и результаты расчета баланса расхода конвертерного газа приведены на рисунке 8.

Доли газа ( $v_1, v_2, v_3$ ), приходящиеся на отдельные периоды работы системы, вычислены из отношений:

$$v_1 = \frac{S_1}{S}, \quad v_2 = \frac{S_2}{S}, \quad v_3 = \frac{S_3}{S}, \quad (12-14)$$

где  $S, S_1, S_2, S_3$  – соответствующие площади на графике изменения расхода газа (см. рисунок 8 а).

Из результатов расчета (см. рис. 8 б) следует, что при использовании высокотемпературного газа расход его на металлизацию сырья составляет более 90 % от общего выхода газа и практически не зависит от температуры восстановления, а вариант с охлажденным газом позволяет использовать значительную часть газа для металлизации только при температуре восстановления до 800 °С.

Выход металлизированного продукта определялся выражением:

$$m_{\text{мет}} = \frac{v_3 \cdot K_v}{v_{\text{мет}}} (\text{CO}'_{\text{сп3}} - \text{CO}_p), \quad (15)$$

где  $K_v$  – коэффициент, учитывающий увеличение объема газа после частичного сжигания (при использовании высокотемпературного газа  $K_v = 1$ );  $\text{CO}'_{\text{сп3}}$  – среднее содержание оксида углерода в газе, отводимом

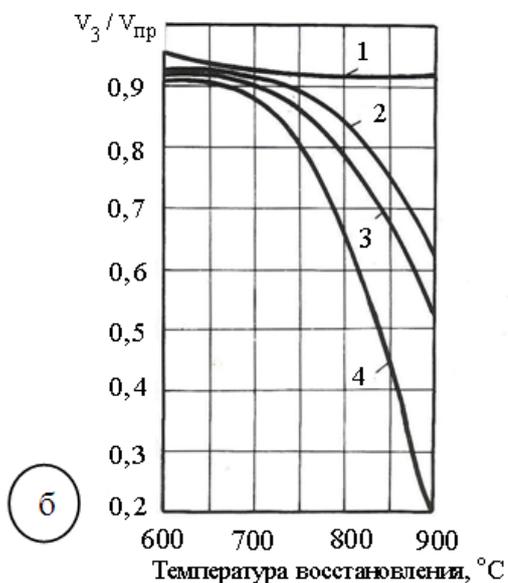
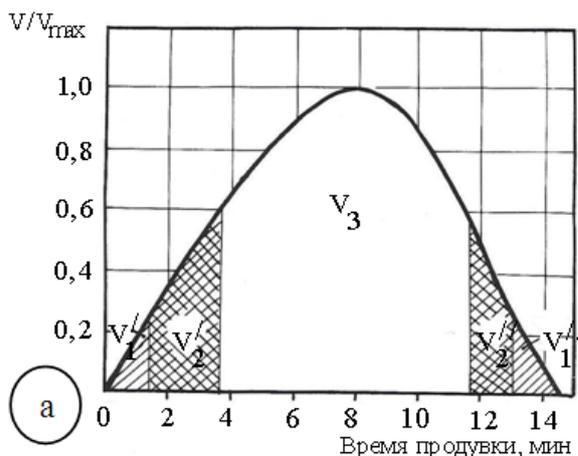


Рис. 8. Вычисление баланса конвертерного газа (а) и зависимость отношения  $V_3/V_{пр}$  от температуры восстановления (б):  
 $V_1 = V_1' + V_1''$  – объем газа с содержанием СО ниже предела воспламенения;  
 $V_2 = V_2' + V_2''$  – объем сжигаемого газа;  
 $V_3$  – объем газа, используемого для металлизации сырья; 1 – при использовании высокотемпературного газа; 2, 3, 4 – при использовании охлажденного газа после частичного сжигания кислородом и воздухом, соответственно, с температурой 500 °С и 20 °С

от степени металлизации сырья (при температурах восстановления 700 ÷ 800 °С) приведены на рисунке 9.

на металлизацию;  $CO_p$  – равновесная концентрация оксида углерода в газе для заданной температуры восстановления;  $v_{мет}$  – удельный расход оксида углерода на восстановление железорудного сырья до заданной степени металлизации.

Степень использования СО определялась удельным выходом металлизированного продукта по остатку СО в газе после восстановления:

$$CO_{ср3}'' = CO_p - \frac{m_{мет} \cdot v_{FeO}}{v_3 \cdot K_v}, \quad (16)$$

где  $v_{FeO}$  – удельный расход оксида углерода на восстановление сырья от  $Fe_2O_3$  до  $FeO$ .

При расчете остатка СО принято, что на восстановление сырья до Fe оксид углерода расходуется до равновесной его концентрации в газе, а от  $Fe_2O_3$  до  $FeO$  ниже равновесной концентрации.

Степень использования СО определялась соотношением:

$$\eta_{CO} = \frac{CO_{ср3}' - CO_{ср3}''}{CO_{ср3}'}. \quad (17)$$

Выход металлизированного продукта и степень использования СО в зависимости

температурах восстановления

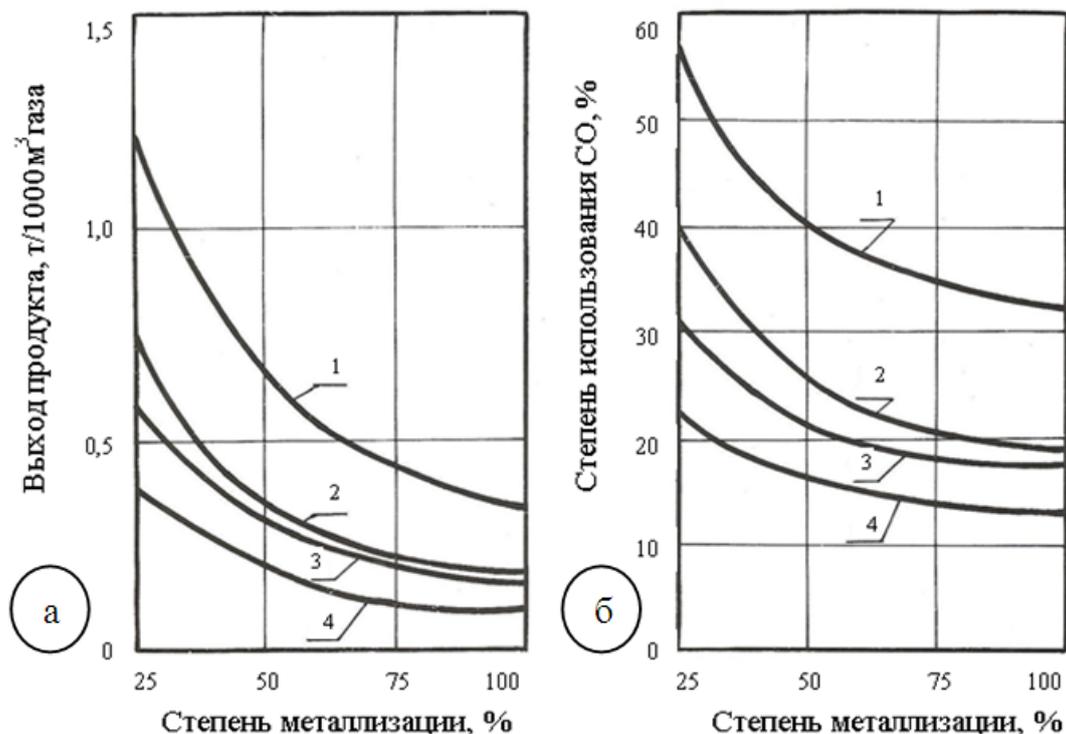


Рис. 9. Зависимости выхода металлизированного продукта (а) и степени использования СО (б) от степени металлизации железорудного сырья:

- 1 – при использовании высокотемпературного газа;
- 2, 3, 4 – при использовании охлажденного газа после частичного сжигания кислородом и воздухом, соответственно, с температурой 500 °С и 20 °С

Результаты расчета показывают преимущество использования высокотемпературного газа по сравнению с охлажденным. Выход металлизированного продукта при использовании высокотемпературного газа в среднем в 2 – 3 раза больше, чем при использовании охлажденного газа. Тем не менее результаты расчета указывают на целесообразность использования конвертерного газа в качестве восстановителя при обоих вариантах размещения системы. Выход высокометаллизированного продукта ( $\varphi_{\text{мет}} \geq 75\%$ ) может составить при этом от 100 до 350 кг на 1000 м<sup>3</sup> конвертерного газа.

Степень использования СО (см. рис. 9б) в варианте с высокотемпературным газом при получении высокометаллизированного продукта составляет более 30 %, что соответствует показателям прямого получения железа с применением других технологий. Для охлажденного газа степень использования СО на восстановление составляет до 20 %, но с учетом расхода газа на получение высокотемпературной смеси показатель использования СО возрастает на 10 – 15 %.

### Выводы

Предложено два варианта размещения реактора-восстановителя на газоотводящем тракте конвертера: с использованием высокотемпературного газа (до газоочистки) и охлаждённого газа (после газоочистки). Размещение реактора на высокотемпературном газе позволяет одновременно с использованием восстановительного потенциала газа утилизировать его физическую теплоту. При использовании охлаждённого газа нагрев газа перед подачей его в реактор осуществляется путём частичного сжигания газа.

В результате оценки восстановительной способности газа установлено, что для получения высокометаллизированного продукта газ следует использовать в течение нескольких продувок конвертера, образующих цикл восстановления. При этом процесс восстановления синхронизирован с выплавкой стали. Установлено также, что использование высокотемпературного газа в 2 – 3 раза эффективнее по сравнению с использованием охлаждённого газа, но вместе с этим использование газа в качестве восстановителя как до, так и после газоочистки, вполне целесообразно. По степени использования СО восстановление конвертерным газом не уступает другим известным технологиям прямого получения железа.

### Список литературы

1. Гичёв Ю. А. Взгляд на проблему использования отходящих газов сталеплавильных конвертеров / Ю. А. Гичёв // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2004. – № 2 (8). – С. 30–36.
2. Гичёв Ю. А. Возможность сокращения выбросов СО в атмосферу при кислородно-конвертерном производстве стали / Ю. А. Гичёв // Экология и промышленность. – 2006. – № 3. – С. 41–52.
3. Князев В. Ф. Бескоксая металлургия железа / Князев В. Ф., Гиммельфарб А. И., Неменов А. М. – М. : Металлургия, 1972. – 272 с.
4. Mc. Kewan W. U. // Trans. Metallurg. Soc. AJME. – 1962. – Vol. 224, № 2. – P. 387–393.
5. Тепло- и массообмен в плотном слое / Б. И. Китаев, В. Н. Тимофеев, Б. А. Боковиков [и др.]. – М. : Металлургия, 1972. – 432 с.
6. Татиевская В. П. Влияние углекислоты на скорость восстановления магнетита и гематита окисью углерода / В. П. Татиевская, Г. И. Чуфаров // Журнал физической химии. – 1939. – Т. 8. – Вып. 4. – С. 495–501.
7. Лейбович М. М. Изучение влияния содержания азота в восстановительных газах на восстановление окислов железа / М. М. Лейбович, Е. Г. Лампсакова // Metallurg. – 1938. – № 9. – С. 61–67.

*Рукопись поступила 03.09.2012 г.*

УДК 669.162.2

**Грес Л.П.** – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Карпенко С.А.** – председатель правления, Концерн «Союзэнерго»

**Флейшман Ю.М.** – к.т.н., ст.н.с., НМетАУ

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ НАГРЕВА ПРОТИВОТОЧНОГО ТЕПЛООБМЕННИКА**

*Проведен анализ предпосылок для решения задачи определения оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника. Указанная задача была решена с использованием методов математического анализа. В качестве критерия оптимальности был принят минимум приведенных затрат на сооружение и функционирование теплообменника.*

*Ключевые слова: теплообменник; оптимальная поверхность нагрева; приведенные затраты; тепловые потери; затраты на металл; затраты на топливо; оптимизация.*

### **Введение**

Необходимость экономить металл и тепловые затраты, связанные с функционированием теплообменников, подводит к решению задачи оптимизации их поверхности теплообмена. Выбранный метод решения указанной задачи с использованием критерия минимума приведенных затрат учитывает как основные закономерности работы теплообменника, так и его стоимостные характеристики.

### **Постановка задачи исследования и основной материал исследования**

При использовании для подогрева газа и воздуха горения отходящих дымовых газов воздухонагревателей (ВН) сокращается или вообще исключается использование природного газа для обогащения доменного газа при отоплении ВН. При этом возникает необходимость оптимизировать поверхность нагрева упомянутых теплообменников. В качестве критерия оптимальности предлагается использовать минимум приведенных затрат  $\Pi$ :

$$\Pi = \Pi_{\text{пот}} + \Pi_{\text{мет}} \rightarrow \min, \quad (1)$$

где  $\Pi_{\text{пот}}$  – затраты, связанные с потерями теплоты с уходящими из теплообменника продуктами сгорания, грн/год;  $\Pi_{\text{мет}}$  – капитальные затраты на металл и изготовление теплообменника, грн/год.

С одной стороны, с ростом поверхности теплообмена  $F$  использование теплоты продуктов сгорания возрастает, что снижает  $\Pi_{\text{пот}}$  с отходящим дымом, т.к. его температура будет уменьшаться. С другой стороны, с увеличением величины  $F$  будут возрастать капитальные затраты на сооружение теплообменника. Следовательно, ввиду противоречивого характера этих двух факторов существует оптимальная поверхность нагрева теплообменников [1].

Здесь будет рассмотрен противоточный теплообменник, например, воздушный. Если распределить количество отходящего дыма пропорционально количеству теплоты, необходимого отдельно для нагрева доменного газа  $Q_{\text{г}}$  и воздуха  $Q_{\text{в}}$ , то задача для газового теплообменника может быть решена аналогично задаче для воздушного.

Если пренебречь тепловыми потерями в теплообменнике, теплоту  $Q_{\text{отх}}$  с отходящим из него дымом можно найти из соотношения:

$$Q_{\text{отх}} = Q_{\text{вх}} - Q_{\text{в}}, \quad (2)$$

где  $Q_{\text{вх}}$  – количество теплоты, поступающей в воздушный теплообменник с дымом, необходимой для подогрева воздуха до заданной температуры  $t_{\text{в}}$ , кДж/год.

Величину  $\Pi_{\text{пот}}$  определим, как:

$$\Pi_{\text{пот}} = C_{\text{Q}} \cdot \tau_{\text{н}} \cdot Q_{\text{отх}} = C_{\text{Q}} \cdot \tau_{\text{н}} \cdot (Q_{\text{вх}} - Q_{\text{в}}), \text{ грн}, \quad (3)$$

где  $C_{\text{Q}}$  – стоимость 1 кДж теплоты, грн/кДж;  $\tau_{\text{н}}$  – номинальный межремонтный период работы теплообменника, лет.

Затраты на материалы (металл) и изготовление теплообменника:

$$\Pi_{\text{мет}} = C_{\text{мет}} \cdot F, \text{ грн}, \quad (4)$$

где  $C_{\text{мет}}$  – стоимость 1 м<sup>2</sup> поверхности нагрева теплообменника, грн/м<sup>2</sup>;  $F$  – поверхность нагрева теплообменника, м<sup>2</sup>.

Критерий оптимальности  $\Pi$  с учетом (3) и (4) примет вид:

$$\Pi = C_{\text{Q}} \cdot \tau_{\text{н}} \cdot (Q_{\text{вх}} - Q_{\text{в}}) + C_{\text{мет}} \cdot F \rightarrow \min. \quad (5)$$

Элементарное количество теплоты  $dQ_{\text{в}}$  от дыма к воздуху, передаваемой через поверхность  $df$ :

$$dQ_{\text{в}} = \kappa \cdot (v - v') df, \quad (6)$$

где  $\kappa$  – коэффициент теплопередачи от дыма к воздуху через стенку трубки теплообменника, кДж/(м<sup>2</sup>·с);  $v$  и  $v'$  – текущие значения температур дыма и воздуха в районе выделенной площади трубчатых элементов  $df$ , °С.

Нами было установлено, что для противоточной системы движения газов разность текущих температур дыма  $v$  и воздуха  $v'$  составляет [2]:

$$v - v' = (v_1 - v'_2) \exp \left[ - \left( \frac{1}{C'} + \frac{1}{C} \right) \kappa f \right], \quad (7)$$

где индексами 1 и 2 обозначены, соответственно, вход и выход теплообменника;  $C'$  и  $C$  – теплоемкости массового расхода (массовые тепловые эквиваленты – водяные числа), соответственно, воздуха и дыма,

$\kappa \text{ Дж}/(\text{с} \cdot \text{К}) = \text{кВт}/\text{К}$ ;  $f$  – текущая поверхность трубчатых элементов теплообменника,  $\text{м}^2$ .

Подставим выражение (7) для разности температур в выражение (6):

$$dQ_B = \kappa \cdot (v_1 - v'_2) \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)\kappa f\right] df. \quad (8)$$

Для нахождения количества теплоты  $Q_B$ , полученной воздухом, проинтегрируем выражение (8):

$$\begin{aligned} Q_B &= \int_0^{Q_B} dQ_B = \int_0^F \kappa \cdot (v_1 - v'_2) \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)\kappa f\right] df = \\ &= \kappa \cdot (v_1 - v'_2) \cdot \frac{1}{-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right) \cdot \kappa} \left\{ \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)\kappa F\right] - 1 \right\}. \end{aligned} \quad (9)$$

Подставим найденное значение  $Q_B$  из (9) в выражение (5):

$$\Pi = C_Q \tau_H \left\{ Q_{\text{вх}} - (v_1 - v'_2) \frac{1}{-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)} \left\{ \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)\kappa F\right] - 1 \right\} + \right. \quad (10)$$

$$\left. + C_{\text{мет}} F \rightarrow \min.$$

Для нахождения экстремума выражения (10) продифференцируем его по  $F$ . В результате получим:

$$C_Q \cdot \tau_H \cdot \frac{v_1 - v'_2}{\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}} \cdot \left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right) \kappa \left\{ \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)\kappa F\right] - 1 \right\} + C_{\text{мет}} = 0. \quad (11)$$

Оптимальная поверхность нагрева теплообменника определяется по выражению:

$$F_{\text{опт}} = \frac{-\ln \frac{C_{\text{мет}}}{\kappa \cdot C_Q \cdot \tau_H \cdot (v_1 - v'_2)}}{\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right) \cdot \kappa}. \quad (12)$$

Нахождение  $F_{\text{опт}}$  согласно выражению (12) возможно при условии:

$$\ln \frac{C_{\text{мет}}}{\kappa \cdot C_Q \cdot \tau_H \cdot (v_1 - v'_2)} < 0; \quad (13)$$

или

$$0 < \frac{C_{\text{мет}}}{\kappa \cdot C_Q \cdot \tau_H \cdot (v_1 - v'_2)} < 1. \quad (14)$$

Ниже приведен пример выбора оптимальной поверхности теплообменника.

Таблица 1

Исходные данные для расчетов воздушного теплообменника

Наименование показателя	Единицы измерения	Значение
Коэффициент теплопередачи, $k$	Вт/(м <sup>2</sup> ·К)	$45 \cdot 10^{-3}$
Стоимость 1 м <sup>2</sup> поверхности нагрева	грн/м <sup>2</sup>	$0,5 \cdot 10^3$
Время службы теплообменника номинальное, $\tau_n$	лет	5
Расход доменного газа на один ВН, $V$	м <sup>3</sup> /с	11
Удельный выход дыма, $V_d$	м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	1,7
Расход дыма на воздушный теплообменник, $V_{дым}$	м <sup>3</sup> /с	18,7
Число ВН в блоке	шт	3
Количество нагреваемого воздуха в теплообменнике, $V_v$	м <sup>3</sup> /с	15,4
Температура дыма на входе в теплообменник, $v_1$	°С	270
Температура воздуха на выходе из теплообменника, $v'_2$	°С	180
Плотность дымовых газов, $\rho_{о.дым}$	кг/м <sup>3</sup>	1,360
Стоимость 1 кДж теплоты продуктов сгорания, $C_Q$	грн/кДж	0,011405

Оптимальная поверхность нагрева воздушного теплообменника согласно (14) составит  $F_{опт} = 767,16 \text{ м}^2$ , а при удельной стоимости теплообменника  $C_{мет} = 0,2 \cdot 10 \text{ грн/м}^2$  – соответственно  $F_{опт} = 1011 \text{ м}^2$ .

В таблице 2 приведены результаты расчетов оптимальной площади теплообменника для подогрева доменного газа.

Таблица 2

Теплообменники для подогрева доменного газа до  $v'_{дг(2)} = 180 \text{ °С}$

$v_{вх(1)}, \text{°С}$	$F_{опт}, \text{м}^2$	$\frac{C_{дым.ор}, \text{кДж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$	$\frac{k, \text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$	$C_{дым.135}^{v_{вх(1)}}$	$C_{дом.г}$	$C_{дым}$	$\frac{1}{C_{дым}}$	$\frac{1}{C'_{дг}}$	$V_{дым.о}, \text{м}^3/\text{с}$
400	1878	1,206	49,3	1,271	48,55	37,709	0,03094	0,0206	22
350	1943	1,19	49,3	1,260	48,55	37,709	0,02653	0,0206	22

Продолжение табл. 2

$v_{вх(1)}, \text{°С}$	$\rho_{о.дым}, \text{кг/м}^3$	$m_{дым}, \text{кг/с}$	$\rho_{о.дг}, \text{кг/м}^3$	$V_{дг}, 2 \text{ ВН}, \text{м}^3/\text{с}$	$C_{о.дг}^{180}, \text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$	$C_{о.дг}^{50}, \text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$	$C_{дг.50}^{180}, \text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$	$\frac{1}{C} + \frac{1}{C'}, \text{К/кВт}$
400	1,36	29,92	1,144	22	1,929	1,925	1,931	0,05152
350	1,36	29,92	1,144	22	1,929	1,925	1,931	0,04711

### Вывод

В результате решения задачи оптимизации получена зависимость для вычисления оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника применительно к теплообменникам для подогрева

воздуха и доменного газа для блока доменных воздухонагревателей. Величина оптимальной поверхности нагрева зависит от соотношения цен на трубчатые элементы теплообменника и доменный газ, от температур входящих в теплообменник продуктов горения и выходящего из него подогретого воздуха, коэффициента теплопередачи и массовых тепловых эквивалентов последних.

### Список литературы

1. Ибряев В.С., Бойко И.И. Выбор рациональной поверхности нагрева прямоточного теплообменника / В. С. Ибряев, И. И. Бойко // *Металлургия и коксохимия*. – 1980. – № 68. – Киев : Техніка. – С. 115–118.
2. Грес Л.П. К определению разности температур между двумя движущимися теплоносителями в противоточном теплообменнике / Л. П. Грес, С. А. Карпенко, Ю. М. Флейшман // *Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ*. – Днепропетровск : Новая идеология, 2012. – Вып. 4 (19).

*Рукопись поступила 10.09.2012 г.*

УДК 669.162.2

*Грес Л.П.* – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

*Карпенко С.А.* – председатель правления, Концерн «Союзэнерго»

*Флейшман Ю.М.* – к.т.н., ст.н.с., НМетАУ

## **К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАЗНОСТИ ТЕМПЕРАТУР МЕЖДУ ДВУМЯ ДВИЖУЩИМИСЯ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯМИ В ПРОТИВОТОЧНОМ ТЕПЛООБМЕННИКЕ**

*В связи с необходимостью уточнения выражений для определения разности температур между двумя движущимися теплоносителями (например, продуктами горения и воздухом горения, продуктами горения и доменным газом) в противоточном теплообменнике удобным для решения задачи оптимизации, получено это выражение с использованием закономерностей теплообмена и балансовых соотношений.*

*Ключевые слова: противоточный теплообменник; отсутствие достоверной информации; оптимизация; разность температур; теплоноситель; оптимальная поверхность.*

### **Введение**

Использование выражений для текущих температур холодного и горячего теплоносителей [1, 2, 3] для задачи оптимизации поверхности нагрева [4] противоточного теплообменника не дало желаемых результатов. Использование же выражения для разности текущих температур [5], приводит после решения поставленной задачи, к получению оптимальной площади поверхности теплообменника со знаком «минус». Поэтому авторы предлагают свое выражение для упомянутой разности температур.

### **Постановка задачи исследования и основной материал исследования**

Для противоточной системы движения газов разность текущих температур дыма  $v$  и воздуха  $v'$  составляет согласно [5]:

$$v - v' = (v_1 - v'_2) \exp \left[ \frac{1}{C'} - \frac{1}{C} \right] \cdot kf, \quad (1)$$

где индексами 1 и 2 обозначены, соответственно, вход и выход теплообменника;  $C'$  и  $C$  – теплоемкости массового расхода (массовые теп-

ловые эквиваленты – водяные числа), соответственно, воздуха и дыма,  $\kappa \text{Дж}/(\text{с} \cdot \text{К}) = \text{кВт}/\text{К}$ ;  $f$  – текущая поверхность трубчатых элементов теплообменника,  $\text{м}^2$ .

Рассмотрим решение (1) из [5]. Автор [5] считает, что для количества теплоты  $dq$ , передаваемой между двумя поперечными сечениями теплообменника за 1 с, справедливо соотношение:

$$dq = -C dv = C' dv'. \quad (2)$$

Замечание редактора [5] о том, что выражение (2) корректно лишь для прямотока, а для противотока

$$dq = -C dv = -C' dv' \quad (3)$$

вызывает сомнения.

Поэтому повторим вывод выражения для разности температур (155) из [5] для противотока:

$$v - v' = v_1 - v'_2 - \frac{C' - C}{C'} \cdot (v_1 - v). \quad (4)$$

Для этого проинтегрируем выражение (2):

$$q = \int_0^q dq = -C \int_v^{v_1} dv = -Cv \Big|_v^{v_1} = -C \cdot (v_1 - v); \quad (5)$$

$$q = \int_0^q dq = C' \int_{v'}^{v'_2} dv' = C' \cdot (v'_2 - v'); \quad (6)$$

$$-C \cdot (v_1 - v) = C' \cdot (v'_2 - v'). \quad (7)$$

Вычтем из правой и левой частей (7)  $C' \cdot (v_1 - v)$ :

$$-C \cdot (v_1 - v) - C' \cdot (v_1 - v) = C' \cdot (v'_2 - v') - C' \cdot (v_1 - v);$$

$$(v_1 - v) \cdot (-C - C') = C' v'_2 - C' v' - C' v_1 + C' v;$$

$$(v_1 - v) \cdot (-C - C') = C' \cdot (v - v') + C' \cdot (v'_2 - v_1);$$

$$(-C - C') \cdot (v_1 - v) - C' \cdot (v'_2 - v_1) = C' \cdot (v - v'), \text{ откуда}$$

$$v - v' = \frac{(-C - C') \cdot (v_1 - v)}{C'} - (v'_2 - v_1), \quad (8)$$

Полученное выражение (8) не тождественно выражению (155) в [5], т.е. выражению (4).

Продифференцируем (8):

$$d(v - v') = \frac{C + C'}{C'} dv, \quad (9)$$

$$\text{откуда } dv = \frac{C' d(v - v')}{C' + C}. \quad (10)$$

Т.к. согласно (2)  $dq = -C dv$  и

$$dq = \kappa \cdot (v - v') df, \quad (11)$$

то

$$\int \frac{dq}{v-v'} = kf. \quad (12)$$

Учтя (2), (10) и (12):

$$\begin{aligned} -\int \frac{Cdv}{v-v'} &= -\int \frac{CC'd(v-v')}{(C'+C)\cdot(v-v')} = kf; \\ -\frac{CC'}{C'+C} \ln(v-v') + \ln C^* &= kf; \\ -\frac{CC'}{C'+C} \ln C^*(v-v') &= kf. \end{aligned} \quad (13)$$

Из (13):

$$\ln C^*(v-v') = -\frac{C+C'}{CC'}kf. \quad (14)$$

Потенцируем (14), затем учитываем граничные условия:

$$C^*(v-v') = \exp\left(-\frac{C+C'}{CC'}kf\right). \quad (15)$$

При  $f = 0$ ;  $v - v' = v_1 - v'_2$ ; (16)

$$C^*(v_1 - v'_2) = 1, \text{ откуда } C^* = \frac{1}{v_1 - v'_2}.$$

Подставим  $C^*$  в (15):

$$\begin{aligned} \frac{1}{v_1 - v'_2} \cdot (v - v') &= \exp\left(-\frac{C+C'}{CC'}kf\right), \text{ откуда} \\ v - v' &= (v_1 - v'_2) \exp\left(-\frac{C+C'}{CC'}kf\right) \text{ или} \\ v - v' &= (v_1 - v'_2) \exp\left[-\left(\frac{1}{C'} + \frac{1}{C}\right)kf\right]. \end{aligned} \quad (17)$$

Очевидно, что выражение (17) нетождественно выражению (1) из [5]. В дальнейшем выражение (17) было использовано для определения оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника [6].

### Вывод

С использованием закономерностей теплообмена и теплового баланса двух движущихся сред в противоточном теплообменнике найдена уточненная зависимость для разности температур указанных сред, которая может быть использована для решения задачи определения оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника.

### Список литературы

1. Metallurgicheskie pechi / Будрин Д. В., Баум В. А., Ващенко А. И. [и др.]. – М. : Metallurgizdat, 1951. – 976 с.
2. Рабинович Г.Д. Теория теплового расчета рекуперативных теплообменных аппаратов / Г. Д. Рабинович. – Минск : Изд. АН БССР, 1963. – 214 с.
3. Михеев М. А. Основы теплопередачи / М. А. Михеев. – М.-Л. : Госэнергоиздат, 1956. – 392 с.
4. Ибряев В.С., Бойко И.И. Выбор рациональной поверхности нагрева прямоточного теплообменника / В. С. Ибряев, И. И. Бойко // Metallurgiya i koksokhimiya. – 1980. – № 68. – Киев : Техніка. – С. 115–118.
5. Хаузен Х. Теплопередача при противотоке, прямотоке и перекрестном токе / Х. Хаузен. – М. : Энергоиздат, 1981. – 382 с.
6. Грес Л.П. Определение оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника / Л. П. Грес, С. А. Карпенко, Ю. М. Флейшман // Metallurgicheskaya teplootekhnika : sbornik nauchnykh trudov NMetAU. – Dnepropetrovsk : Novaya ideologiya, 2012. – Вып. 4 (19).

*Рукопись поступила 10.09.2012 г.*

УДК 621.771.22.016

**Губинский В.И.** – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Бровкин В.Л.** – к.т.н., доц., НМетАУ

**Дорошенко Т.В.** – аспирант, НМетАУ

**Лазич Л.** – доктор наук, проф., Загребский университет, Хорватия

## РАСШИРЕНИЕ ДИАПАЗОНА ОХЛАЖДАЮЩЕЙ СПОСОБНОСТИ УСТРОЙСТВ УСКОРЕННОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

*Расширение диапазона регулирования камеры охлаждения зависит, главным образом, от конструктивных параметров камеры (длина и диаметр). Основными ограничителями при выборе диаметра и длины камеры охлаждения являются давление воды, создаваемое насосом, и температура воды на выходе из камеры охлаждения, которые определяют верхнюю и нижнюю границы охлаждающей способности камеры охлаждения. Исследуется влияние конструктивных параметров камеры охлаждения на расширение диапазона регулирования при сохранении высокой охлаждающей способности камеры.*

*Ключевые слова: камера охлаждения; диаметр; длина; расход воды; температура.*

### Введение

В настоящее время технология ускоренного охлаждения металла стала важной частью технологического процесса во многих прокатных цехах. Технология ускоренного охлаждения металла может применяться на разных участках производства проката, в частности, между клетями прокатного стана, непосредственно после выхода проката из чистой клетки, а также при закалке металла после специального нагрева в различных нагревательных устройствах [1]. В связи с этим конструкция охлаждающих устройств должна обеспечивать стабильность производственного процесса, беспрепятственную транспортировку проката по технологической линии, а также быть удобной в эксплуатации.

На высокоскоростных непрерывных станах эффективным является ускоренное охлаждение металла в сплошном потоке воды в закрытой камере. Принципиальная схема устройства ускоренного охлажде-

ния камерного типа представлена на рис. 1 [2]. Сопло форсунки выполнено в виде сплошного кольцевого зазора достаточно малого размера (3 – 4 мм) для создания высокой скорости воды.

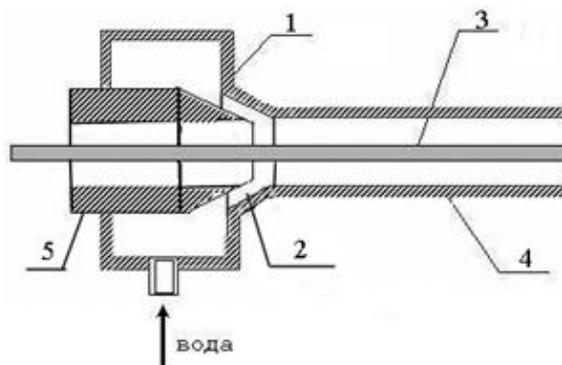


Рис. 1. Принципиальная схема устройства ускоренного охлаждения:  
1 – корпус форсунки; 2 – сопло форсунки; 3 – охлаждаемый прокат; 4 – камера охлаждения; 5 – центральная вставка

Основным, не до конца изученным, вопросом является влияние геометрии охлаждающих устройств (диаметр, длина) на охлаждающую способность устройств с учетом потребления энергии насосом и существующих технологических ограничений по температуре и давлению воды.

### **Цель работы**

Целью работы является повышение экономичности работы и расширение диапазона охлаждающей способности устройств ускоренного охлаждения.

### **Постановка задачи**

Исследование режимов охлаждения и анализ влияния конструктивных параметров устройств ускоренного охлаждения на увеличение диапазона охлаждающей способности выполнено на примере технических условий одного из прокатных станов (прокатный стан с производством катанки 200 тыс. тонн в год).

### **Анализ результатов**

Для анализа режимов охлаждения использовалась численная математическая модель теплообмена в камере устройства ускоренного охлаждения [3].

Исходные данные для расчета были следующие: длина камеры охлаждения  $L_k = 0,5$  м; 1 м; 2 м; 3 м; диаметр проката  $d_{пр} = 6,5$  мм;

начальная температура воды  $t_{в,н} = 20$  °С; скорость проката  $W_{пр} = 25$  м/с; начальная температура металла  $t_0 = 1000$  °С; материал – малоуглеродистая сталь; минимальный зазор между прокатом и стенками камеры – 4 мм; режим охлаждения – прямоток.

Расчет выполнен при переменных теплофизических свойствах металла и переменных теплофизических параметрах воды на линии насыщения, взятых из работы [4].

Расширение диапазона регулирования камеры охлаждения зависит, главным образом, от конструктивных параметров камеры охлаждения (длина и диаметр). При выборе конструктивных параметров учитывались основные ограничители, которыми являются давление воды, создаваемое насосом, и температура воды на выходе из камеры охлаждения.

Температура воды на выходе из камеры охлаждения в расчете, по рекомендациям [2], принимается от 25 °С до 80 °С. Давление воды, создаваемое насосом, было ограничено значением 50 ат, что соответствует практике эксплуатации установок ускоренного охлаждения проката [5].

Проведен расчет охлаждающей способности камеры охлаждения при различных значениях диаметра и длины камеры. При этом предполагалось, что подводная линия от насоса до камеры охлаждения постоянна. Под охлаждающей способностью понимаем разность между начальной температурой металла и среднемассовой температурой проката после охлаждения в камере.

В качестве примера, на рис. 2, представлена температурная диаграмма режимов охлаждения проката при длине  $L_k = 1$  м и минимально возможном диаметре камеры охлаждения  $d_k = 15$  мм, температуре воды на выходе из камеры  $t_{в,к} = 40$  °С и расходах воды 5,2 м<sup>3</sup>/ч и 20,5 м<sup>3</sup>/ч.

Когда прокат входит в камеру охлаждения, в начальный момент времени, за счет теплообмена между металлом и водой поверхность проката резко охлаждается. Температура в центре ( $t_{цен}$ ) проката при этом практически не изменяется. После охлаждения в камере (в данном примере, в течение  $\tau = 0,04$  с) прокат попадает на воздух, где за счет теплоты внутренних слоев металла происходит постепенное выравнивание температуры по всему сечению раската (рис. 2).

В зависимости от требований по структуре металла, уровню его механических свойств и для достижения одинаковой конечной среднемассовой температуры может быть применен режим мягкого подстуживания (с удлинением линии охлаждения) или режим быстрого охлаждения.

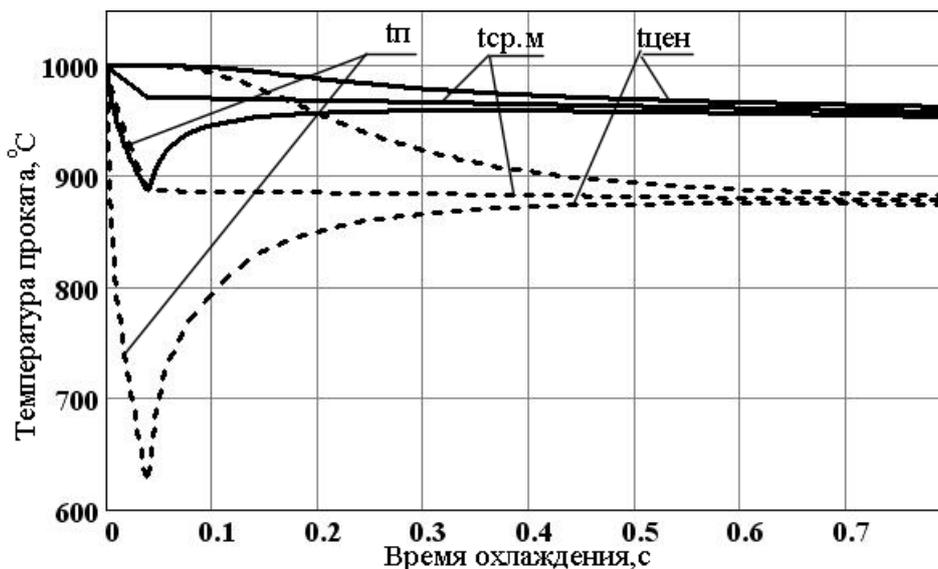


Рис. 2. Температурная диаграмма охлаждения проката.

Температура проката:  $t_p$  — поверхности;  $t_{ср.м}$  — среднemasсовая;  $t_{цен}$  — в центре;  
 ——— расход воды  $5,2 \text{ м}^3/\text{ч}$  (нижняя граница охлаждающей способности);  
 - - - расход воды  $20,5 \text{ м}^3/\text{ч}$  (верхняя граница охлаждающей способности).

Авторы работы [6] для оптимального режима охлаждения предлагают разделить процесс охлаждения на два режима — вначале интенсивное охлаждение, а далее охлаждение с меньшей интенсивностью (режим «мягкого» охлаждения). Такая организация охлаждения позволяет избежать чрезмерных термических напряжений и способствует улучшению служебных свойств конечного продукта, но требует установки дополнительного оборудования.

В нашем случае (рис. 2) при повышении расхода воды с  $5,2 \text{ м}^3/\text{ч}$  (мягкое подстуживание) до  $20,5 \text{ м}^3/\text{ч}$  (быстрое охлаждение) возрастает охлаждающая способность камеры охлаждения с  $30 \text{ }^\circ\text{C}$  до  $110 \text{ }^\circ\text{C}$ . Это объясняется увеличением коэффициента теплоотдачи, который зависит, главным образом, от скорости воды.

Можно обратить внимание на то, что температура воды на выходе из камеры охлаждения при расходе воды  $5,2$  и  $20,5 \text{ м}^3/\text{ч}$  составляет  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ . Если принять, что это максимально допустимая температура воды, то охлаждение проката в камере заданного диаметра ( $15 \text{ мм}$ ) возможно в границах между кривыми среднemasсовой температуры двух графиков, соответствующих расходам воды  $5,2$  и  $20,5 \text{ м}^3/\text{ч}$ . То есть металл можно охладить только до значений среднemasсовой температуры, лежащей в диапазоне  $890\text{--}970 \text{ }^\circ\text{C}$ . При попытке охлаждения металла, допустим до  $800 \text{ }^\circ\text{C}$  (увеличением расхода воды выше  $20,5 \text{ м}^3/\text{ч}$ ), будет превышена оговоренная выше температура воды на выходе из камеры —  $40 \text{ }^\circ\text{C}$ . Точно также снижение расхода воды ниже  $5,2 \text{ м}^3/\text{ч}$  приводит к

резкому увеличению температуры воды выше принятой 40 °С. Таким образом, при наличии ограничений по температуре воды охлаждение проката может осуществляться только в определенном диапазоне конечной среднemasсовой температуры проката.

В дальнейшем изложении вводим понятия о верхней и нижней границах охлаждающей способности камеры охлаждения. Верхняя граница соответствует расходу воды, превышение которого приводит к превышению температуры воды на выходе из камеры. Нижняя граница соответствует расходу воды, ниже которого наступает превышение заданной температуры воды на выходе из камеры.

На рис. 3 представлены расчетные графики зависимости охлаждающей способности камеры охлаждения, расхода воды, полезной мощности насоса от диаметра камеры при различной температуре воды на выходе из камеры ( $t_{в.к}$ ) и различном давлении воды ( $P_{насос}$ ) при длине камеры 0,5 м.

Из графиков рис. 3 может быть определена область допустимых значений диаметра камеры охлаждения. Например, примем максимально возможную температуру воды на выходе из камеры 25 °С (кривые 3в и 3н) и давление воды, создаваемое насосом, на уровне не более 30 ат. Тогда диаметр камеры должен составлять 15 – 21 мм. Максимальная полезная мощность водяных насосов при этом будет составлять 35 кВт. Максимальный расход воды 40 м<sup>3</sup>/ч.

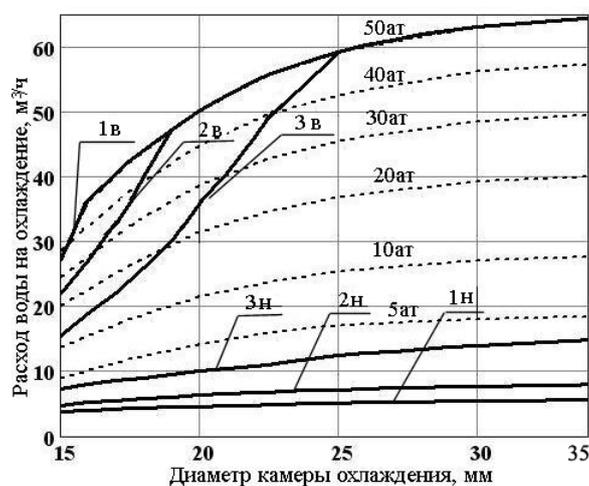
Охлаждение проката возможно и в камерах больше 21 мм, но оно будет явно не рационально, так как в камерах большего диаметра максимальная охлаждающая способность (верхняя граница охлаждающей способности) и диапазон регулирования охлаждающей способности падает из-за ограничения по давлению на насосе, а расход воды и мощность насосов – увеличиваются.

Из рисунка 3а могут быть определены пределы регулирования охлаждающей способности камеры охлаждения заданного диаметра. Например, примем диаметр камеры 20 мм, максимально возможную температуру воды на выходе из камеры 25 °С (кривая 3в) и давление воды, создаваемое насосом, на уровне не более 30 ат. Тогда охлаждающая способность камеры будет лежать в пределах от 20 °С (нижняя граница) до 50 °С (верхняя граница), что соответствует диапазону регулирования 30 °С.

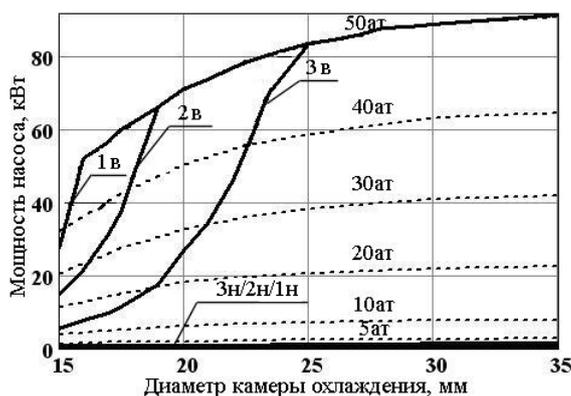
Из рисунка 3 видно, что с увеличением диаметра камеры (от 15 до 35 мм) при постоянном давлении воды уменьшается охлаждающая способность и увеличивается мощность насоса. При наложении на эту зависимость ограничений по температуре воды можно получить экономически оправданный диапазон рациональных значений диаметра камеры.



а) охлаждающая способность



б) расход воды



в) мощность насоса

Рис. 3. Зависимости охлаждающей способности, расхода воды и мощности насоса от диаметра камеры охлаждения ( $d_k$ ) при различных температурах воды на выходе из камеры ( $t_{в,к}$ ) и давлениях воды, создаваемых насосом ( $P_{насос}$ ), при длине камеры охлаждения  $L_k = 0,5$  м:  
 1в; 2в; 3в – верхняя граница при температурах воды 35 °С, 30 °С, 25 °С;  
 1н; 2н; 3н – нижняя граница при температурах воды 35 °С, 30 °С, 25 °С;  
 5 ат; 10 ат; 20 ат; 30 ат; 40 ат; 50 ат – давление воды на выходе насоса

Например, при температуре воды на выходе из камеры не более  $25\text{ }^{\circ}\text{C}$  и при давлении воды до 50 ат наиболее рационально конструировать камеру охлаждения с диаметром 15 – 25 мм. При диаметре камеры охлаждения больше 25 мм установка работает неэффективно, так как ее охлаждающая способность падает (рис. 3а), а мощность увеличивается (рис. 3в). Если принять температуру воды на выходе из камеры охлаждения  $t_{в.к} = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$ , то относительный диаметр камеры (отношение диаметра камеры к диаметру проката  $d_k/d_{пр}$ ) будет равен 2,3 – 3,8, а если  $t_{в.к} = 30\text{ }^{\circ}\text{C}$ , то  $d_k/d_{пр} = 2,3-2,7$ . Таким образом, при повышении допустимой температуры воды диапазон рациональных значений диаметра камеры уменьшается.

Из рис. 3б видно, что с увеличением диаметра камеры возрастает расход воды на охлаждения проката при сохранении постоянного давления водяного насоса. Это связано с уменьшением скорости воды в камере и соответствующим снижением потерь давления в камере охлаждения. Уменьшение скорости воды в камере связано с тем, что диаметр камеры более существенно влияет на скорость воды по сравнению с расходом воды.

С точки зрения энергоэффективности процесса охлаждения камера должна работать на нижнем пределе охлаждающей способности, поскольку режимы охлаждения проката обеспечивают минимальный расход электроэнергии на привод водяных насосов при низком давлении (в пределах 1 – 10 ат), создаваемом насосом.

На рис. 4 представлен расчетный график зависимости охлаждающей способности от диаметра камеры охлаждения при различной ее длине и температуре воды на выходе из камеры  $t_{в.к} = 40\text{ }^{\circ}\text{C}$  и давлении воды не более 50 ат.

Из рис. 4 видно, что нижняя граница по охлаждающей способности, которая получена при минимальных значениях расхода воды и температуре воды на выходе из камеры  $t_{в.к} = 40\text{ }^{\circ}\text{C}$  может достигать  $20 - 130\text{ }^{\circ}\text{C}$  (в зависимости от длины и диаметра камеры охлаждения). Верхняя граница по охлаждающей способности получена при более высоких значениях расхода воды, ограничена температурой воды ( $40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) и давлением воды (50 ат) и может достигать  $40 - 240\text{ }^{\circ}\text{C}$  (в зависимости от длины и диаметра камеры охлаждения). Разницу между верхним и нижним пределами охлаждающей способности камеры называем диапазоном регулирования охлаждающей способности. Например, при длине камеры 3 м и диаметре камеры охлаждения 30 мм диапазон регулирования охлаждающей способности равен  $225 - 120 = 105\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Если требуется большой диапазон регулирования охлаждающей способности, то необходимо иметь запас по давлению воды на насосе и считаться с неизбежным увеличением температуры воды на выходе из камеры.

Анализ результатов на рис. 4 показывает, что увеличение длины камеры охлаждения приводит к увеличению максимальной охлаждающей способности, но с небольшим уменьшением диапазона регулирования охлаждающей способности камеры охлаждения. Так например, при длине камеры 3 м охлаждающая способность достигает 240 °С, а диапазон регулирования охлаждающей способности равняется  $240 - 120 = 120$  °С. При длине камеры 0,5 м охлаждающая способность может достигать 150 °С, а диапазон регулирования охлаждающей способности равняется  $150 - 20 = 130$  °С.

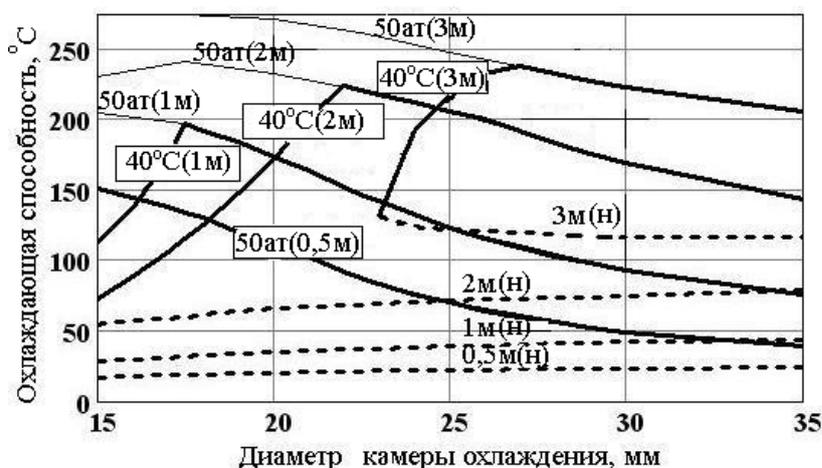


Рис. 4. График зависимости охлаждающей способности от диаметра камеры охлаждения при различной ее длине и температуре воды на выходе из камеры  $t_{в.к}=40$  °С и давлении воды не более 50 ат:

- 40 °С (1 м); 40 °С (2 м); 40 °С (3 м); – верхняя граница охлаждающей способности камеры при ее длине 1 м; 2 м; 3 м и  $t_{в.к}=40$  °С
- 0,5 м (Н); 1 м (Н); 2 м (Н); 3 м (Н) – нижняя граница охлаждающей способности камеры при ее длине 0,5 м; 1 м; 2 м; 3 м и  $t_{в.к}=40$  °С
- 50 ат (0,5 м); 50 ат (1 м); 50 ат (2 м); 50 ат (3 м) – охлаждающая способность камеры при ее длине 0,5 м; 1 м; 2 м; 3 м и давлении воды не более 50 ат

Из рис. 4 могут быть определены диаметры камеры при длине камеры 0,5 м; 1 м; 2 м; 3 м при которых охлаждающая способность будет иметь максимальное значения при наличии ограничений по давлению воды и температуре воды на выходе из камеры охлаждения ( $\Delta P = 50$  ат и  $t_{в.к} = 40$  °С). Например, при длине камеры охлаждения 2 м максимальное значения охлаждающей способности (225 °С) достигается при диаметре камеры  $d_k = 22$  мм. При больших значениях диаметра камеры ( $d_k > 22$  мм) охлаждающая способность падает, а расход воды и мощность насоса увеличиваются. При минимально возможном диаметре камеры (15 мм) охлаждение проката возможно только на 120 °С, но зато расход воды и мощность насоса минимальны.

### **Выводы**

1. Расширение диапазона регулирования камеры охлаждения стального проката зависит, главным образом, от конструктивных параметров камеры (длина и диаметр).

2. Определены верхняя и нижняя границы охлаждающей способности камеры охлаждения. Верхняя граница соответствует расходу воды, выше которого температура воды на выходе из камеры превышает заданную из-за увеличения коэффициента теплоотдачи. Нижняя граница соответствует расходу воды, ниже которого наступает превышение заданной температуры воды на выходе из камеры из-за недостаточного расхода воды.

3. Увеличение длины камеры охлаждения проката приводит к увеличению максимальной охлаждающей способности, но при этом уменьшается диапазон регулирования охлаждающей способности камеры охлаждения.

### **Список литературы**

1. Анализ существующих технологий ускоренного охлаждения сортового проката и его влияние на структуру, и механические свойства металла / [Бровкин В. Л., Анурова Т. В., Радченко Ю. Н. и др.] // *Металлургическая теплотехника* : сб. науч. трудов НМетАУ. – Вып. 2 (17). – Днепропетровск : Новая идеология. – 2010. – С. 14–22.

2. Рыбалов А. А. Конвективный теплообмен при ускоренном охлаждении проката / Рыбалов А. А., Губинский В. И. // *Инженерно-физический журнал*. – 2005. – Т. 78. – № 1. – С. 54–59.

3. Проектирование камеры охлаждения проката круглого сечения / [Бровкин В. Л., Дорошенко Т. В., Радченко Ю. Н. и др.] // *Металлургическая теплотехника* : сб. науч. трудов НМетАУ. – Вып. 3 (18). – Днепропетровск : Новая идеология. – 2011. – С. 18–31.

4. Губинский В. И. Уменьшение окалинообразования при производстве проката / Губинский В. И., Минаев А. Н., Гончаров Ю. В. – К. : Техніка, 1981. – 135 с.

5. Гунькин И. А. Развитие методики расчета параметров устройств для охлаждения проката сплошным потоком воды / Гунькин И. А. // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии* : сб. научн. трудов. – Вып. 7. – Днепропетровск : ИЧМ НАНУ. – 2004. – С. 249-260.

6. Исследование процессов охлаждения при термическом упрочнении арматуры / [Эйсмонт К. Ю., Липунов Ю. И., Ярошенко Ю. Г. и др.] // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – 2008. – № 2. – С. 54-57.

*Рукопись поступила 04.10.2012 г.*

УДК 536.24:621.643.23

**Губинский М.В.** – д.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Федоров С.С.** – к.т.н., доц., НМетАУ

**Ливитан Н.В.** – к.т.н., доц., НМетАУ

**Хейфец Р.Г.** – д.т.н., проф., НМетАУ

**Гогоци А.Г.** – ООО «Центр материаловедения»

## **ВЫБОР АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ПЕЧЕЙ ЭЛЕКТРОТЕРМИЧЕСКОГО КИПЯЩЕГО СЛОЯ**

*В статье приведены результаты экспериментальных исследований псевдоожигенного слоя применительно к условиям работы высокотемпературных печей с электротермическим кипящим слоем для обжига углеродных материалов. Определены аэродинамические режимы работы слоя, при которых происходит интенсивное перемешивание материала и, таким образом, обеспечивается равномерное распределение температуры по сечению и высоте рабочей зоны печи.*

*Ключевые слова: углеродный материал; высокотемпературная обработка; электротермический кипящий слой; аэродинамический режим.*

Для высокотемпературной обработки углеродного сырья при 2500 – 2700 °С используют электротермические печи кипящего слоя [1 – 3] с нейтральной газовой атмосферой в виде азота, предотвращающей химическое взаимодействие материала и футеровки печи с окислителем.

Реализация такого процесса возможна в агрегате непрерывного действия, принципиальная схема которого приведена на рисунке 1. Дисперсный углеродсодержащий материал с размером фракций 0,2 – 3 мм поступает в зону термообработки 1 (камеру кипения). Нагрев слоя осуществляется за счет прохождения электрического тока от центрального электрода 2 к периферийному электроду 3. Готовый продукт через отверстие газораспределительной решетки 5 переходит в водяной холодильник 6 и выгружается из печи с температурой не более 300 °С.

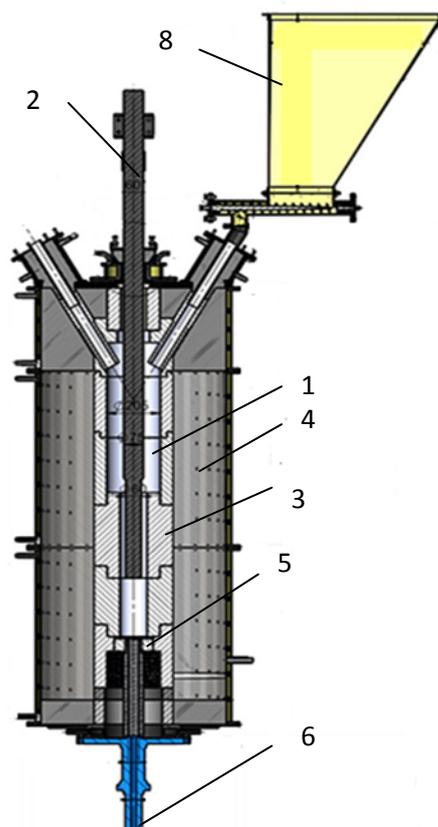


Рис. 1. Высокотемпературная печь с электротермическим кипящим слоем

Использование кипящего слоя решает ряд технологических и технических задач: позволяет повысить электрическое сопротивление слоя по сравнению с плотным слоем частиц углеродного материала, способствующим повышению электрического КПД источника питания; обеспечивает удаление летучих компонентов и возгонов из рабочей камеры печи; создает условия для равномерной обработки материала за счет его интенсивного перемешивания. В этой связи, всестороннее изучение физических особенностей данных процессов является актуальной научно-практической задачей, решение которой обеспечит выбор рациональных режимов термообработки при минимальных энергетических затратах.

Целью проведенных исследований явилось экспериментальное изучение аэродинамических режимов, обеспечивающих интенсивное перемешивание материала в рабочей зоне печи с электротермическим кипящим слоем.

### Методика экспериментальных исследований

Исследования проводились на холодной модели печи, схема которой представлена на рисунке 2. Экспериментальная установка представляла собой вертикальную стеклянную трубу 1 внутренним диаметром 105 мм и высотой 1000 мм. В нижней части трубы закреплена горизонтальная перфорированная распределительная решетка 3. Общая площадь отверстий в решетке составляла около 10 % от площади сечения трубы. На расстоянии 100 мм от решетки размещена стальная труба 2 диаметром  $\varnothing 45$  мм, имитирующая центральный электрод. В качестве исследуемого материала использованы мелкодисперсный графит марки ГТ-1 Завальевскокого месторождения и антрацит (табл. 1).

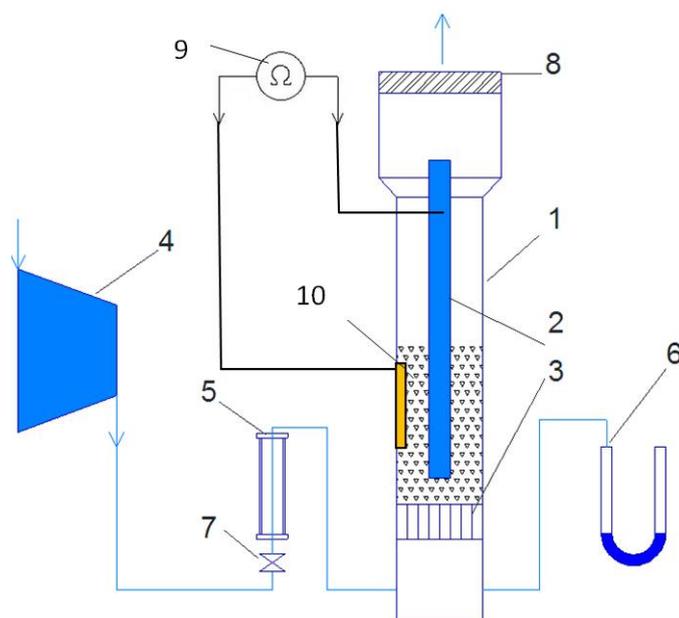


Рис. 2. Принципиальная схема холодной модели печи:

- 1 – вертикальная шахта ( $\varnothing 105$  мм); 2 – центральный «электрод» ( $\varnothing 50$  мм); 3 – перфорированная распределительная решетка; 4 – воздуходувка;
- 5 – ротаметр; 6 – узел измерения избыточного давления;
- 7 – регулирующий клапан; 8 – тканевый фильтр

Таблица 1

Характеристика исследованного материала

№ образца	Вид материала	Размер фракций, мм
1	антрацит	0,8-2,0
2	антрацит	1,0-3,0
3	антрацит	2,0-5,0
4	графит ГТ-1	0,1-0,4

В ходе исследований измерялись следующие параметры: расход воздуха, давление под газораспределительной решеткой, электрическое сопротивление слоя между центральным электродом и медной пластинкой на периферии вертикальной шахты. Критерием выбора эффективного аэродинамического режима являлось интенсивное перемешивание материала в кипящем слое.

### Результаты исследований

На основе полученных результатов выделены четыре характерных газодинамических режима существования кипящего слоя. Их отличительные особенности представлены на рисунках 3 – 4 и в таблице 2.

Режим интенсивного перемешивания материала во всем объеме слоя отвечает требованиям по равномерности температурного поля в рабочем пространстве печи. Однако при разработке источника питания печи и выборе режимов нагрева необходимо учитывать циклическое изменение плотности слоя и, соответственно, его электрического сопротивления с частотой 1 – 2 Гц. В случае пропорциональной зависимости электросопротивления слоя от его плотности можно ожидать импульсное изменение силы тока с амплитудой 25 – 40 %. Последнее может приводить к снижению мощности печи и электродинамическому воздействию на центральный электрод.

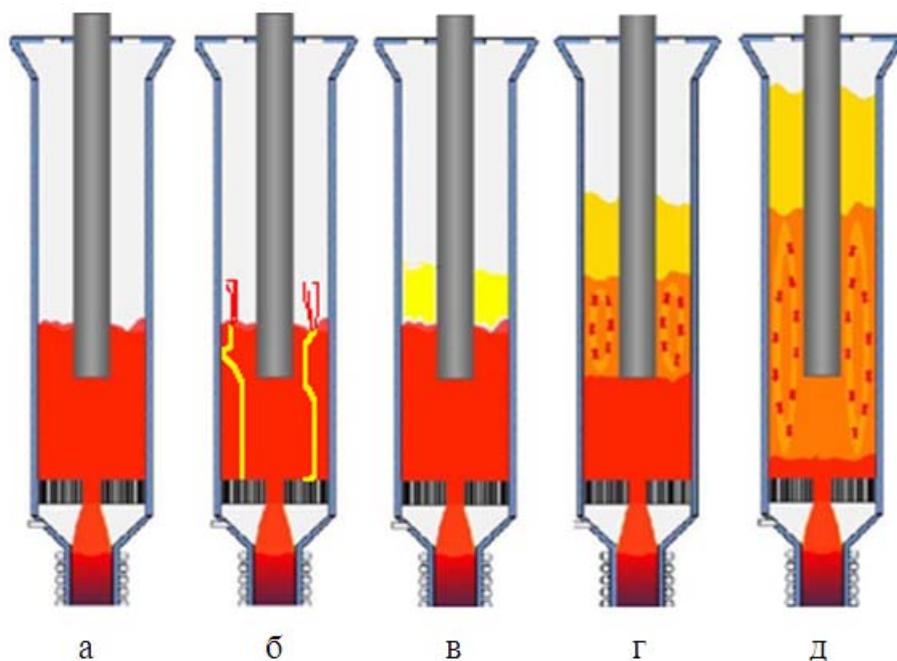


Рис. 3. Аэродинамические режимы кипящего слоя

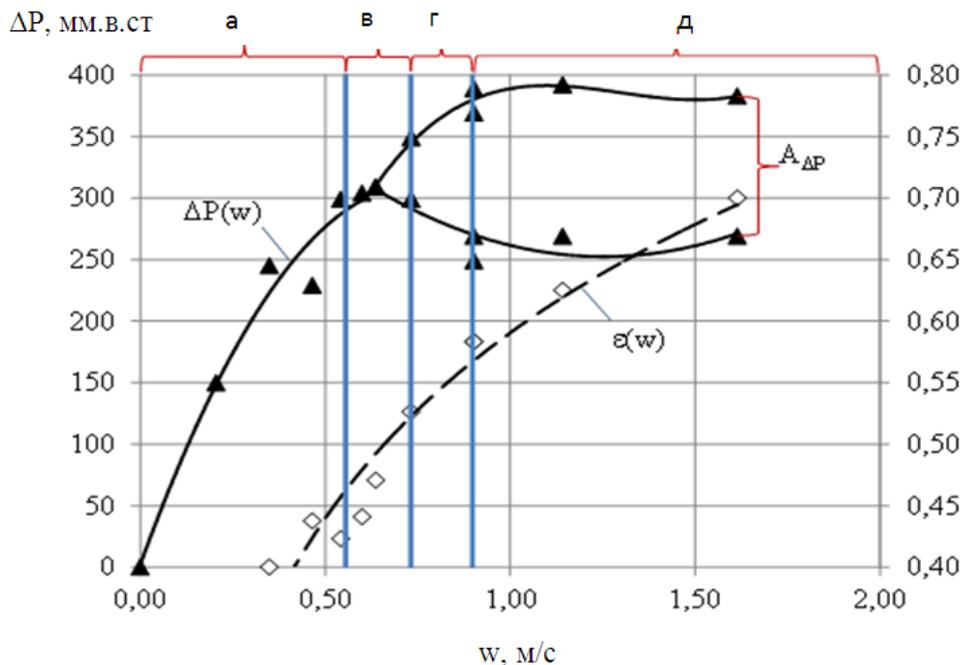


Рис. 4. Аэродинамическая характеристика кипящего слоя с частицами  $d = 0,8 - 2,0$  мм:

а, в, г, д – аэродинамические режимы кипящего слоя;  
 ▲ –  $\Delta P (w)$  изменение аэродинамического сопротивления в зависимости от скорости газа;  $\diamond$  –  $\varepsilon (w)$  изменение средней порозности слоя в зависимости от скорости газа;  
 $A_{\Delta P}$  – амплитуда колебаний аэродинамического сопротивления слоя, мм.в.ст.

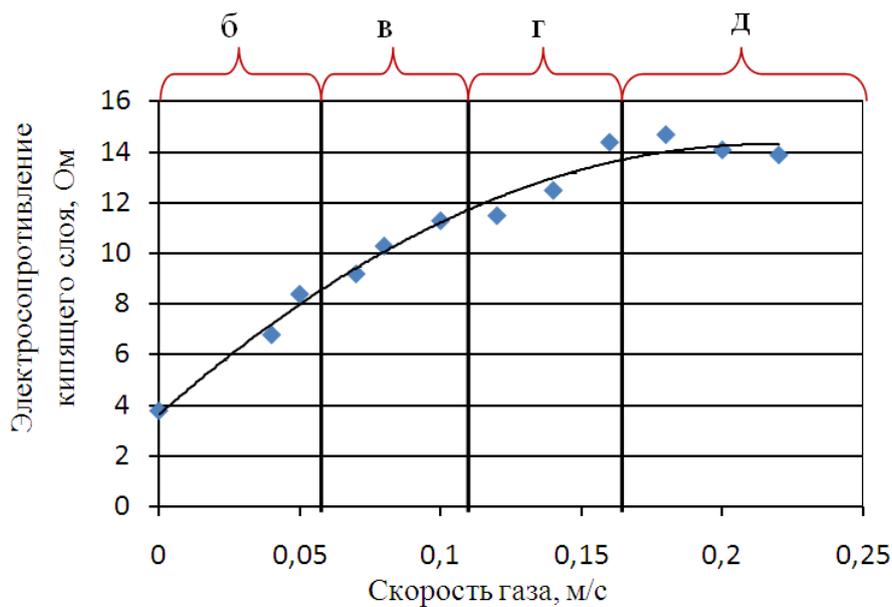


Рис. 5. Зависимость электросопротивления кипящего слоя графита от скорости газа:

б, в, г, д – аэродинамические режимы кипящего слоя

Таблица 2

## Результаты экспериментальных исследований кипящего слоя

Название режима	Материал	Рис.3	Особенности гидродинамики слоя	$W_r$ , м/с	$\varepsilon$	$\Delta P$ , мм.в.ст.
Неподвижный слой	антрацит 0,8 – 2 мм	а	- частицы материала неподвижны - незначительное разуплотнение слоя (рост высоты слоя на 5-10%)	0,54	0,42	299
	графит ГТ-1	б	- частицы материала неподвижны- незначительное разуплотнение слоя - кипение в виде одиночные фонтаны высотой 50-120 мм на поверхности слоя	0,05	0,44	135
Переходной режим	антрацит 0,8 – 2 мм	в	- кипение мелких фракций материала (частицы медленно перемещаются в верхней части слоя)	0,6	0,44	304
	графит ГТ-1	в	- слой разделяется на две части: подвижную (вверху) и неподвижную (внизу). В неподвижной части наблюдается образование каналов, по которым движется воздух.	0,08	0,59	140
Малоинтенсивное кипение	антрацит 0,8 – 2 мм	г	- материал находится в состоянии кипения в зоне расположения центрального электрода. - частицы в под электродом неподвижны.	0,64	0,47	309
	графит ГТ-1	г	- неравномерное перемешивание материала: интенсивное в верхней части слоя и малоинтенсивное в нижней части	0,1	0,63	160
Интенсивное кипение	антрацит 0,8 – 2 мм	д	- перемешивание материала практически во всем объеме с образованием газовых пузырей размером, соответствующим диаметру шахты - изменение высоты слоя с частотой пульсаций 1 – 2 Гц	0,9	0,58	370
	графит ГТ-1	д	- перемешивание материала практически во всем объеме - скорость газа превышает скорость начала псевдооживления в 3 – 4 раза	0,2	0,68	160

$\varepsilon$  – средняя порозность слоя,  $\Delta P$  – аэродинамическое сопротивление кипящего слоя, мм.в.ст.,  $W_r$  – скорость газа, м/с.

Следует отметить, что электрическое сопротивление слоя графита наиболее интенсивно изменяется при увеличении скорости газа от 0 до 0,12 м/с (режимы «б» и «в» на рис. 5). В дальнейшем темп повышения электросопротивления снижается (режим «г»), а в режиме интенсивного перемешивания (режим «д») достигает своего максимального значения и относительно слабо зависит от расхода продувочного газа.

### **Выводы**

Экспериментальные исследования на холодной модели печи с электротермическим кипящим слоем позволили определить аэродинамические режимы интенсивного перемешивания псевдоожиженного слоя, обеспечивающие равномерное распределение температур по сечению рабочей зоны.

Показано, что для антрацита с размером фракций 0,8 – 5 мм интенсивный режим перемешивания обеспечивается при средней порозности слоя 0,6 – 0,7 и числе псевдоожижения 1,4 – 1,7. Для графита с средним размером частиц 200 – 300 мкм значения этих характеристик составляют  $\varepsilon = 0,65 - 0,75$  и 3 – 4 соответственно.

### **Список литературы**

1. Печи для производства высокочистых углеродных материалов / Губинский М. В., Федоров С. С., Ливитан Н. В., Барсуков И. В., Гогоци А. Г., Бродниковский Н. П. // Сборник докладов международной научно-практической конференции «Теория и практика тепловых процессов в металлургии», 18-21 сентября 2012, Екатеринбург : УрФУ. – С. 79–83.
2. Забродский С. С. Высокотемпературные установки с псевдоожиженным слоем / С. С. Забродский. – М. : Энергия, 1971. – 328 с.
3. Бородуля В. А. Высокотемпературные процессы в электротермическом кипящем слое / В. А. Бородуля. – Минск. – Наука и техника, 1973. – 173 с.

*Авторы выражают благодарность за поддержку в рамках программы GIPP Министерству энергетики США (контракт BNL-T2-0372-UA) и сотрудникам Украинского научно-технологического центра Дудко Н.Н. и Четвертак Ю.Б. за помощь в реализации партнерского проекта P482.*

*Рукопись поступила 16.10.2012 г.*

УДК 669.04:66.042:662.957

**Ерёмин А.О.** – к.т.н., доц., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

## **РАЗРАБОТКА КОНСТРУКЦИИ РЕГЕНЕРАТИВНОГО НАГРЕВАТЕЛЬНОГО КОЛОДЦА С ТОРЦЕВЫМ ОТОПЛЕНИЕМ**

*Разработана конструкция регенеративного нагревательного колодца с торцевым расположением горелок. Определены динамические характеристики топлива и воздуха горения, разработана конструкция горелки, обеспечивающей регламентированное объёмное сжигание топлива с высокотемпературным подогревом воздуха.*

*Ключевые слова: регенеративный нагревательный колодец с торцевым отоплением; динамические характеристики; регламентированное объёмное сжигание топлива; конструкция горелки.*

### **Введение**

Согласно данным Всемирной ассоциации производителей стали (World Steel Association) Украина делит девятое-десятое место в мире по объемам производства этой продукции. Большая часть этого металла проходит тепловую обработку в нагревательных печах перед последующей пластической деформацией.

На предприятиях черной металлургии Украины нагрев металла перед прокаткой осуществляют, преимущественно, в нагревательных колодцах различных конструкций.

К достоинствам нагревательных колодцев следует отнести их универсальность – в этих печах нагревают стальные слитки массой от 2 до 25 тонн; в нагревательных колодцах достаточно просто реализуются различные режимы нагрева; колодцы не притязательны к используемому топливу и могут отапливаться низкокалорийным доменным и коксовым газом или их смесью.

Наряду с рекуперативными нагревательными колодцами с отоплением из центра подины, на металлургических предприятиях Украины широко распространены рекуперативные нагревательные колодцы с одной верхней горелкой (НКВГ), расположенной в торцевой стене рабочей камеры. Отличительной особенностью конструкции таких колодцев является петлеобразная траектория движения печных газов от горелки до дымового окна, расположенного в одной и той же торцевой стене с горелочным устройством.

### **Повышение равномерности температурного поля в существующих рекуперативных нагревательных колодцах с верхней горелкой**

Форма траектории факела НКВГ создаёт предпосылки для неравномерности нагрева слитков по высоте. Ряд исследований теплового состояния рабочей камеры колодца свидетельствует о том, что горение происходит, в основном, при прямолинейном движении газов от горелки до противоположной стены [1]. Область высоких температур находится на уровне оси горелки, что усугубляется более высокой степенью черноты газов в этом сечении из-за наличия факела. Поскольку температура внизу ячейки существенно ниже, чем вверху, на колодцах с верхней горелкой применяют сухое шлакоудаление. Также в нагревательных колодцах этого типа наблюдается неравномерность нагрева металла по длине рабочей камеры – так называемая нестандартность нагрева садки. Слитки, установленные у противоположной горелке стены, нагреваются быстрее.

Практически все мероприятия, направленные на улучшение равномерности нагрева слитков в НКВГ, связаны с изменением траектории движения факела и условий его сжигания.

В работах [2, 3] авторами описывается импульсный способ нагрева слитков с переключением расхода топлива с максимального на минимальное значение по заданным контрольным температурам печи. При импульсном нагреве дальние и ближние к горелке слитки нагреваются поочередно вследствие изменения кинетической энергии факела и его длины.

В работе [4] для улучшения равномерности нагрева слитков по высоте в рекуперативном нагревательном колодце с верхней горелкой предложено установить в нижней зоне рабочей камеры пять дополнительных плоскопламенных горелок. В соответствии с патентом [5], в нагревательных колодцах Донецкого металлургического завода были установлены дополнительные горелки и реализован двухзонный нагрев, который позволил уменьшить перепад температур по высоте слитков и улучшить стандартность нагрева садки.

Применению в рекуперативных нагревательных колодцах качающихся горелок, разработанных Днепропетровским металлургическим институтом, Стальпроектом и комбинатом «Криворожсталь» посвящена работа [1]. Отмечено, что при наклоне сопла  $18^\circ$  к горизонтали, газ достигает середины камеры и разделяется; одна часть дыма уходит в дымовое окно, другая часть достигает противоположной стенки, поднимается вдоль неё вверх и поворачивает назад к горелочной стене. Таким образом, обеспечивается реверсирование газов, что

приводит к равномерному по объёму камеры конвективному теплообмену и повышает стандартность нагрева.

Изменение формы факела с помощью переменной во времени величины угла его раскрытия в нагревательных колодцах также приводит к улучшению равномерности нагрева [6]. Авторами запатентованы величина угла, время раскрытия факела и длительность цикла.

### **Постановка задачи**

Согласно современной теории печей актуальны такие задачи совершенствования их тепловой работы, как снижение расхода топлива на нагрев металла, улучшение качества нагрева, ресурсосбережение и повышение экологической безопасности топливных нагревательных печей. Вопросы энергоэффективности и ресурсосбережения, качества нагрева металла в нагревательных печах и защиты окружающей среды неразрывно связаны между собой и определяют конкурентоспособность металлургической продукции.

Одним из наиболее действенных способов повышения эффективности использования топлива в печах является регенеративный подогрев воздуха в современных минирегенераторах с насадкой, имеющей высокоразвитую поверхность теплообмена. Разработка регенеративных горелок является большим достижением в области использования теплоты высокотемпературных продуктов горения [9].

При проектировании печей, оборудованных регенеративными горелками, предъявляются жёсткие требования к выбору режимов сжигания топлива в рабочем пространстве. Высокотемпературный подогрев воздуха в регенеративных горелках повышает вероятность локального перегрева поверхности нагреваемых изделий, расположенных в непосредственной близости от устья горелки [9], что связано с увеличением температуры горения топлива с подогретым в регенераторах воздухом и возникновением локальных высокотемпературных зон в рабочем пространстве печи. Наличие высокотемпературных зон в рабочем пространстве печи приводит к активному образованию оксидов азота, перегреву металла и огнеупоров и к увеличению неравномерности нагрева садки. Особенно актуальны эти вопросы в печах, оборудованных горелками большой мощности, к каким относятся нагревательные колодцы прокатного производства.

Комплексно решить задачу повышения равномерности нагрева металла в печах (в том числе нагрева слитков в нагревательных колодцах), снижения расхода топлива и количества вредных выбросов, образующихся при сжигании топлива, можно путём применения регламентированного объёмного сжигания топлива с высокотемпературным подогревом воздуха в современных регенераторах (иначе, объём-

но-регенеративного способа сжигания топлива) [7]. За счёт замедленного перемешивания топлива и воздуха, растягивания факела вдоль рабочего пространства печи устраняются недостатки, присущие факельному сжиганию в существующих нагревательных колодцах с верхней горелкой:

- ярко выраженные и неравномерно распределённые по объёму рабочего пространства зоны высоких температур, приводящие к возникновению неравномерности нагрева металла как по высоте, так и по длине печи;

- интенсивное образование в этих зонах «термических» (или, иначе, «тепловых») оксидов азота и повышение массового выброса  $\text{NO}_x$  в атмосферу;

- режущее воздействие факела на нагреваемый металл и разрушение кладки печи под действием высоких температур;

- интенсивный угар металла;

- изменение длины факела и, соответственно, объёма зоны тепловыделения, приводящее в отдельных случаях (при минимальных расходах топлива) к режиму «короткого замыкания» [1].

Для обеспечения высокой равномерности нагрева слитков предлагается реконструкция нагревательного колодца с верхней горелкой с целью реализации в нём регламентированного объёмного сжигания топлива с высокотемпературным подогревом воздуха в современных регенераторах. В результате реконструкции НКВГ демонтируется неэффективно работающий керамический рекуператор, вместо него устанавливаются минирегенераторы с шариковой или иной насадкой, обладающей высокой степенью развития поверхности теплообмена. Конструкция горелки, её газодинамические характеристики рассчитываются таким образом, чтобы реализовать объёмное сжигание топлива, обеспечить крупномасштабную рециркуляцию печных газов и их реверсивное движение.

### **Конструкция регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением и объёмно-регенеративным способом сжигания топлива**

Конструкция предлагаемого регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением (РГНК ТО) описана в патенте [8]. К достоинству предлагаемого решения, кроме описанных выше задач по устранению недостатков рекуперативных нагревательных колодцев с одной верхней горелкой, следует отнести возможность их модернизации без существенного изменения конструкции рабочей камеры.

На рисунках 1 и 2 представлены продольный и поперечный разрезы РГНК ТО.

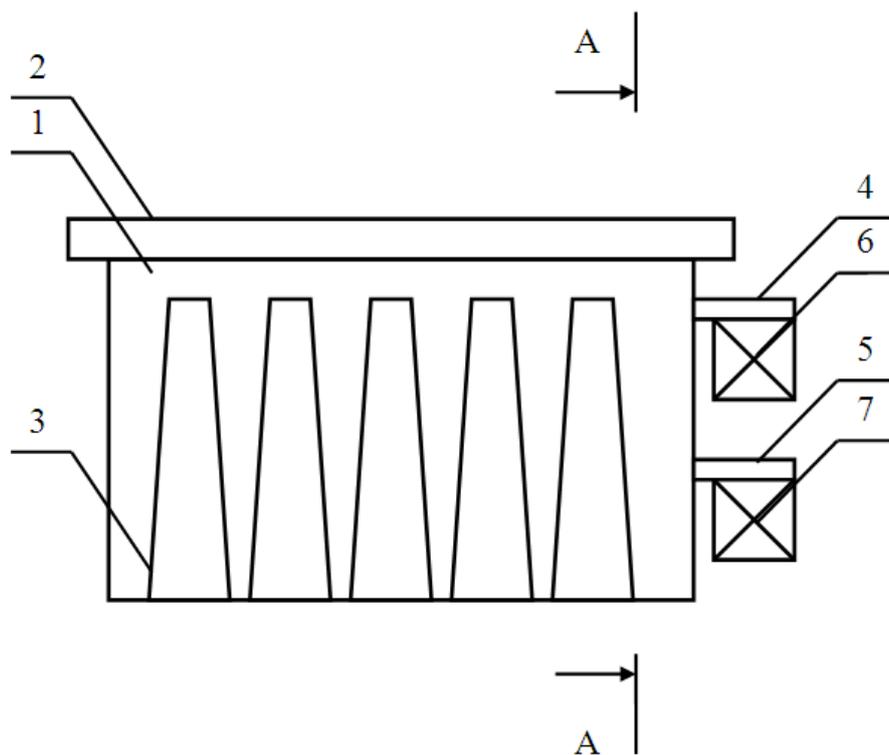


Рис. 1. Продольный разрез нагревательного колодца с торцевым отоплением

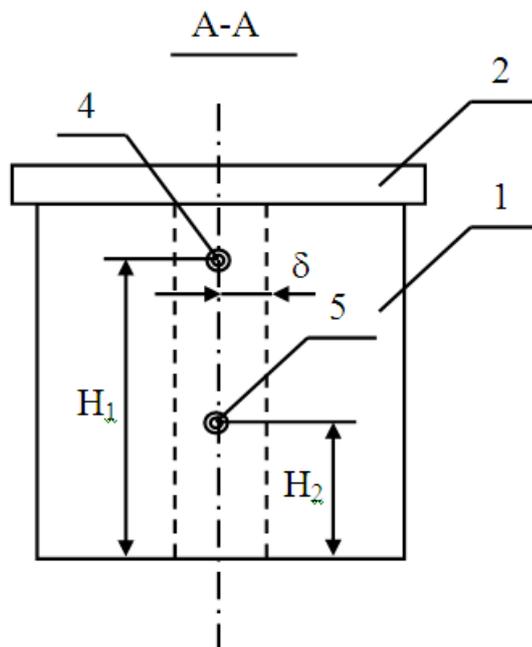


Рис. 2. Поперечный разрез нагревательного колодца с торцевым отоплением

Нагревательный колодец состоит из рабочей камеры 1, которая перекрывается крышкой 2. Вдоль боковых стен рабочей камеры располагаются слитки 3. В торцевой стенке колодца друг над другом располагаются две горелки: верхняя 4 и нижняя 5, соответственно, на высоте  $H_1 = 0,45 - 0,85$  и  $H_2 = 0,15 - 0,35$  внутренней высоты рабочей камеры от пода печи. Каждая из горелок соединена с индивидуальными регенераторами 6 и 7. Насадка регенераторов – высокоглинозёмистые шарики диаметром 20 – 25 мм (также возможна трубчатая, сотовая или другая насадка с высокоразвитой поверхностью теплообмена или комбинации различных типов насадки) обеспечивает небольшие габариты регенераторов, зависящие от требуемой тепловой мощности колодца, температуры в рабочем пространстве и вида применяемого топлива. Вертикальные оси горелок 4 и 5 располагаются на расстоянии не более  $\delta = \pm 0,1$  внутренней ширины рабочей камеры колодца от вертикальной оси симметрии торцевой стены, что обеспечивает одинаковый нагрев слитков вдоль обеих боковых стен рабочей камеры РГНК ТО.

Регенеративный нагревательный колодец с торцевым отоплением работает следующим образом. Горелка 4 вносит в рабочее пространство газообразное топливо. Воздух на горение поступает от вентилятора в насадку регенератора 6, нагревается до температуры на 150 – 250 °С ниже, чем температура дыма, уходящего из рабочего пространства. После того, как горячие печные газы, двигаясь по петлеобразной траектории, отдают теплоту слиткам 3, продукты сгорания покидают рабочее пространство через горелку 5, работающую в данном цикле в режиме дымового окна. Дым проходит через регенератор 7, отдавая теплоту его насадке. Охладившиеся продукты сгорания отводятся через боров в дымовую трубу. После того, как насадка регенератора 6 на воздушной стороне охладится, а регенератора 7 на дымовой стороне – нагреется до определенной температуры, происходит перекидка клапанов регенеративной системы отопления и начинается следующий цикл. Печные газы идут в обратном направлении. Равномерное температурное поле в рабочем пространстве печи, получающееся в результате регламентированного объёмного сжигания топлива в условиях высокотемпературного подогрева воздуха в регенераторах с высокоразвитой поверхностью теплообменной насадки, в сочетании с реверсивным изменением направления траектории движения и развитой внутренней рециркуляцией печных газов, определяют высокую равномерность и стандартность нагрева слитков, низкие расход топлива и количество вредных выбросов.

Центральным узлом предлагаемой конструкции регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением является горелка

для регламентированного объёмного сжигания топлива. Её проектирование связано с расчётом газодинамических характеристик и конструктивных параметров, математическим моделированием сопряжённых процессов движения печных газов, сгорания топлива, внешнего и внутреннего теплообмена, обеспечением заданной кратности рециркуляции печных газов.

### **Проектирование горелки для объёмного сжигания топлива в регенеративном нагревательном колодце с торцевым отоплением**

Для определения конструктивных параметров и газодинамических характеристик горелки при её проектировании рассчитывается эффективность применения высокотемпературного подогрева воздуха в минирегенераторах с шариковой насадкой в предлагаемой конструкции нагревательного колодца с торцевым отоплением.

В качестве объекта реконструкции выбран типовой рекуперативный нагревательный колодец с верхней горелкой цеха блюминг-2 ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

Колодец отапливается коксодоменной смесью (КДС) с теплотой сгорания  $Q_n^p = 6914 - 7123 \text{ кДж/м}^3 = 1650 - 1700 \text{ ккал/м}^3$ . Максимальной тепловой мощности типового НКВГ –  $M_{\max} = 10,5 \text{ МВт} = 9,0 \text{ млн. ккал/ч}$  соответствует максимальный расход КДС –  $B = 5300 \text{ м}^3/\text{ч}$  или  $1,47 \text{ м}^3/\text{с}$ . Для расчётов принимаем максимальный расход топлива в рекуперативном нагревательном колодце:  $B = 1,5 \text{ м}^3/\text{с}$ .

При коэффициенте расхода воздуха  $n = 1,1$ , максимальный действительный расход воздуха на горение по расчётам горения топлива равен  $L_n = 1,73 \text{ м}^3/\text{м}^3$  или  $V_B^{\max} = 9340 \text{ м}^3/\text{ч} = 2,6 \text{ м}^3/\text{с}$ , максимальный удельный выход дыма  $v_d = 2,54 \text{ м}^3/\text{м}^3$  или  $V_d^{\max} = 13716 \text{ м}^3/\text{ч} = 3,81 \text{ м}^3/\text{с}$ .

Принимаем температуру подогрева воздуха в рекуператоре существующего колодца  $600 \text{ }^\circ\text{C}$ . Калориметрическая температура горения топлива в этом случае составляет  $t_{\text{кал}}^{\text{РК}} = 1991 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Для обеспечения такой же температуры горения при подогреве воздуха в шариковых регенераторах необходимо обеспечить сжигание КДС с коэффициентом расхода воздуха  $n = 1,5$ .

При расчёте коэффициента использования теплоты топлива (КИТ) подогрев топлива, как в рекуперативном, так и в реконструированном колодце учитывать не будем. В действительности, в РГНК ТО подогрев топлива будет выше, чем в рекуперативном (по данным ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» подогрев КДС в НКВГ цеха блюминг-2 не превышает  $180 - 200 \text{ }^\circ\text{C}$ ), т.к. демонтаж керамических реку-

ператоров позволит устранить неучтённые утечки воздуха на дымовую сторону, охлаждение дымовых газов и, как следствие, низкую температуру топлива перед горелкой.

Средний коэффициент использования теплоты топлива в колодце с керамическим рекуператором составляет  $\bar{\eta}_{\text{рек}} = 0,476$  (при проектной температуре подогрева воздуха в керамическом рекуператоре НКВГ  $t_{\text{возд}}^{\text{рк}} = 600^\circ\text{C}$ ), а в РГНК ТО (при температуре подогрева воздуха в шариковых регенераторах  $t_{\text{возд}}^{\text{рг}} = 1000^\circ\text{C}$ ) –  $\bar{\eta}_{\text{рег}} = 0,587$ . Средняя за цикл температура подогрева воздуха  $1000^\circ\text{C}$  получена из расчёта регенераторов для РГНК ТО и подтверждается литературными данными [11].

Максимальная тепловая мощность и расход топлива в РГНК ТО определялся из условия  $V_{\text{рек}} \cdot \bar{\eta}_{\text{рек}} = V_{\text{рег}} \cdot \bar{\eta}_{\text{рег}} = \text{const}$  и составил:  $M_{\text{общ}}^{\text{рег}} = 8,5$  МВт (7,33 млн. ккал/ч);  $V_{\text{рег}} = 4300$  м<sup>3</sup>/ч.

Экономия топлива от высокотемпературного подогрева воздуха в шариковых регенераторах реконструированного колодца составит 18,6 %. Так как расчёт не учитывает повышение температуры подогрева КДС экономия топлива в реконструированном колодце будет выше.

В реальных условиях эксплуатации колодцев температура подогрева воздуха в керамических рекуператорах редко достигает  $450^\circ\text{C}$ , что также создаёт дополнительный резерв для увеличения экономии топлива до 25 %. По заводским данным удельный расход условного топлива в нагревательных колодцах с верхней горелкой составляет 26 кг у.т./т., тогда расчётная величина для реконструированного РГНК ТО будет равна 20,8 кг у.т./т. (при 20 % экономии топлива).

Для обеспечения глубокого охлаждения печных газов в регенераторах необходимо, чтобы удельные расходные теплоёмкости дыма и нагреваемого воздуха были приблизительно равны. Теплоёмкость дыма не превышает этот же показатель для воздуха более чем на 10 %. При сжигании природного газа расход воздуха, идущего на горение, не сильно отличается от количества образующихся продуктов горения. В этом случае можно весь дым направлять в регенераторы [12]. При сжигании топлива с меньшей теплотой сгорания часть дыма приходится сбрасывать в обход регенераторов. Чем ниже калорийность топлива, тем более велика доля «сбрасываемого» мимо регенераторов дыма [13].

В соответствии с расчётом теплового баланса регенератора, получили, что количество дыма, идущего на подогрев воздуха, составляет около 60 %, а оставшиеся 40 % дыма необходимо использовать для подогрева топлива в существующем металлическом петлевом рекупе-

раторе. С учётом тепловых потерь через стены камеры регенераторов доля дымовых газов, проходящих через насадку, будет несколько больше 60 %.

Результаты расчётов расходных характеристик и технико-экономических показателей работы НКВГ и РГНК ТО сведены в таблице 1.

Таблица 1

Технико-экономические показатели нагревательных колодцев

Показатель	Ед. изм.	Тип нагревательного колодца	
		НКВГ	РГНК ТО
Коэффициент расхода воздуха	-	1,1	1,5
Калориметрическая температура горения	°С	1991	1999
Действительный расход воздуха на горение	м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	1,73	2,36
Количество продуктов сгорания	м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	2,54	3,17
Максимальная тепловая мощность	МВт	10,5	8,5
Коэффициент использования теплоты топлива в рабочем пространстве печи	%	47,6	58,7
Максимальный расход топлива	м <sup>3</sup> /ч	5300	4300
Максимальный расход воздуха на горение	тыс. м <sup>3</sup> /ч	9,34	10,15
Максимальный расход дымовых газов, в том числе:	тыс. м <sup>3</sup> /ч	13,72	13,63
- через регенераторы (рекуператоры);		13,72	8,18 (60%)
- в обход регенераторов (рекуператоров)		-	5,45 (40%)
Удельный расход условного топлива	кг у.т./т	26	20,8

При проектировании нагревательного колодца для обеспечения высокотемпературного подогрева воздуха выбраны регенераторы, имеющие насадку из обожженных корундовых шаров диаметром  $20 \pm 2$  мм. Корундовые шары содержат 98 %  $Al_2O_3$  (марка шаров КН-20, ТУ У 14-7-151-99). Температура эксплуатации – до 1700 °С. Размеры насадки регенератора определялись из условий обеспечения скорости движения в них дыма и воздуха – 0,5 – 0,8 м/с (при н.у.). Так при скорости воздуха в насадке регенератора  $W = 0,5$  м/с (при н.у.) площадь сечения регенератора составила  $F_{0,5} = 4,6$  м<sup>2</sup>. Высота насадки определялась при расчете регенератора и обеспечила необходимую температуру подогрева воздуха, заданный режим перекидки клапанов регенеративной системы и минимальное аэродинамическое сопротивление. При максимальном расходе воздуха и дыма сопротивление вы-

бранной насадки не превышает 100 мм. вод. ст. Конструкция регенераторов предусматривает очистку дымовых газов от пыли, уносимой из рабочего пространства колодца, и возможность извлечения насадки для её промывки.

Расчёт динамических характеристик струй печных газов производили с учётом сохранения размеров рабочего пространства реконструируемого нагревательного колодца и заданной кратности внутренней рециркуляции печных газов.

Вопросами исследования влияния кратности рециркуляции печных газов на равномерность температурного поля в рабочем пространстве печи, на качество нагрева металла, на потребляемую тепловую мощность и другие характеристики посвящены работы А.У. Пуговкина [14], Л.А. Неймарка, В.Д. Брука, А.Е. Еринова, Р.Д. Пилипенко и других учёных. Исследовались печи с кратностью рециркуляции печных газов от 2 до 10 и выше и способы её достижения. В работе [15] показано, что высокий уровень рециркуляции греющих газов в рабочем пространстве печи может быть получен одним из следующих способов:

- за счёт принудительной циркуляции печных газов жаростойкими или охлаждаемыми вентиляторами, встроенными в печь;
- организацией высокого уровня кинетической энергии струй реагентов горения с помощью дополнительных инжектирующих устройств и каналов в горелке и печи;
- получением дополнительной кинетической энергии струй печных газов за счёт рециркуляционных каналов в стенах печи;
- с помощью специальных горелочных устройств, создающих высокий уровень импульса потоков воздуха и топлива или струй продуктов сгорания.

Область применения первых трёх способов ограничена тепловой стойкостью инжекторов, вентиляторов, дополнительных устройств и наличием сложной конструкции рабочего пространства печи.

Для организации интенсивной внутренней рециркуляции с помощью специальных горелок необходима разработка конструкции горелочного устройства, создающего необходимый уровень количества движения топлива и воздуха и их кинетической энергии. Выбор величины и соотношения этих и других динамических характеристик печных газов позволяет обеспечить необходимую траекторию печных газов с заданной кратностью рециркуляции и объёмное горение в рабочей камере нагревательного колодца.

Расчёт горелочного устройства регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением выполнен в соответствии с алгорит-

мом [10] проектирования горелочных устройств для регламентированного объёмного сжигания топлива с высокотемпературным подогревом воздуха в регенераторах.

При габаритных размерах камеры РГНК ТО  $10 \times 4 \times 3$  м длина траектории движения печных газов составит  $L_{cp} = 20 \dots 22$  м, что позволяет в полном объёме охватить рабочее пространство колодца.

В результате гидравлического моделирования циркуляции газов в рабочей камере нагревательного колодца с верхней горелкой [1] было получено, что кратность крупномасштабной рециркуляции  $K_{рец}$  изменяется от 1,92 (получено методом активных изотопов) до 2,0 – 2,4 (по результатам визуального метода исследований). Зададимся величиной кратности крупномасштабной внутренней рециркуляции в регенеративном нагревательном колодце с торцевым отоплением, равным  $K_{рец} = 2,3$ .

С учётом заданной кратности крупномасштабной внутренней рециркуляции при  $L_{cp} = 20$  м удельная энергия циркуляции в безразмерном виде, необходимая для осуществления движения печных газов по выбранной траектории, в соответствии с [1] составит

$$N'_{уд} = \lambda_{эКВ} \cdot \frac{L_{cp}}{d_{эКВ}} \cdot K_{рец}^3 = 30,5 \quad (1)$$

и её величина, отнесенная к  $1 \text{ м}^3$  печных газов ( $\text{Дж}/\text{м}^3 = \text{Па}$ ), равна

$$N_{уд} = \lambda_{эКВ} \cdot \frac{L_{cp}}{d_{эКВ}} \cdot K_{рец}^3 \cdot \frac{\rho_{д} \bar{w}_{дк}^{-2}}{2} \cdot \frac{T_{д}}{273} = 75 \text{ Па} \cdot \quad (2)$$

Здесь  $\lambda_{эКВ}$  – коэффициент потерь энергии при циркуляционном движении газов в камерной печи;  $d_{эКВ}$  – эквивалентный диаметр сечения потока дымовых газов;  $\bar{w}_{дк}$  – скорость дыма в рабочей камере реконструированного нагревательного колодца при н.у.

Удельная энергия циркуляции в безразмерном виде  $N'_{уд}$  представляет собой удельную кинетическую энергию печных газов, измеренную в динамических давлениях циркулирующих продуктов горения и затраченную на движение  $1 \text{ м}^3$  продуктов горения в печной камере [1]:

$$N'_{уд} = \frac{\rho_{г} \cdot \bar{w}_{г}^{-2} \cdot V_{г} \cdot \left(\frac{T_{г}}{273}\right)^2 + \rho_{в} \cdot \bar{w}_{в}^{-2} \cdot V_{в} \cdot \left(\frac{T_{в}}{273}\right)^2 - \rho_{д} \cdot \bar{w}_{д}^{-2} \cdot V_{д} \cdot \left(\frac{T_{д}}{273}\right)^2}{\rho_{д} \cdot \bar{w}_{д}^{-2} \cdot V_{д} \cdot \left(\frac{T_{д}}{273}\right)^2} \quad (3)$$

На основании огневого моделирования и исследования работы нагревательного колодца такого типа в заводских условиях

В.И. Губинским получено, что величина  $N'_{уд} \geq 20$  в полной мере обеспечивает «...в камере колодца длиной 10 м температурную неравномерность первого рода. При этом, очевидно, средняя траектория газов охватывает всю длину камеры» [1].

Величина  $N_{уд}$  представляет собой количество кинетической энергии в  $1 \text{ м}^3$  печных газов, которая расходуется на преодоление аэродинамических сопротивлений при движении дыма в печи и на вовлечение в попутное движение рециркулирующих газов [16]. Она может быть выражена, как отношение введённой в печь расходной кинетической энергии струй топлива и воздуха ( $E_{\Gamma} = \frac{\rho_{\Gamma} \cdot \bar{w}_{\Gamma}^{-2} \cdot V_{\Gamma}}{2}$  и  $E_{\text{В}} = \frac{\rho_{\text{В}} \cdot \bar{w}_{\text{В}}^{-2} \cdot V_{\text{В}}}{2}$ ) за вычетом расходной кинетической энергии потока дымовых газов ( $E_{\text{Д}} = \frac{\rho_{\text{Д}} \cdot \bar{w}_{\text{Д}}^{-2} \cdot V_{\text{Д}}}{2}$ ), необходимой для выхода их из печи через дымовые окна к расходу продуктов сгорания в печи:

$$N_{уд} = \frac{\rho_{\Gamma} \cdot \bar{w}_{\Gamma}^{-2} \cdot V_{\Gamma} \cdot \left(\frac{T_{\Gamma}}{273}\right)^2 + \rho_{\text{В}} \cdot \bar{w}_{\text{В}}^{-2} \cdot V_{\text{В}} \cdot \left(\frac{T_{\text{В}}}{273}\right)^2 - \rho_{\text{Д}} \cdot \bar{w}_{\text{Д}}^{-2} \cdot V_{\text{Д}} \cdot \left(\frac{T_{\text{Д}}}{273}\right)^2}{2 \cdot V_{\text{Д}} \cdot \left(\frac{T_{\text{Д}}}{273}\right)}. \quad (4)$$

Расходная кинетическая энергия топлива, воздуха и дыма связана с их секундным количеством движения соотношением (при н.у.):

$$2 \cdot E = \rho \cdot \bar{w}^{-2} \cdot V = I \cdot \frac{V}{F} = I \cdot \frac{w^2}{V} \cdot F = I \cdot w. \quad (5)$$

Из заданного соотношения секундного количества движения топлива и воздуха, необходимого для объёмного сжигания топлива и замедленного перемешивания реагентов горения, определили эквивалентный диаметр газового сопла РГНК ТО, который составил 228 мм, площадь отверстий для прохода газов –  $0,041 \text{ м}^2$ .

Из системы уравнений (6), определяется площадь сечения дымовых окон для отвода 40 % дымовых газов в обвод регенераторов – к газовому рекуператору. Рассчитанное проходное сечение дымовых каналов  $F_{\text{Д ОКН}} = 0,623 \text{ м}^2$ . Данную площадь равномерно распределяем между четырьмя дымовыми окнами с размерами  $0,348 \times 0,464$  ( $1,5 \times 2$  кирпича).

$$\left\{ \begin{array}{l} N_{уд} = \frac{\rho_{Г} \cdot V_{Г}^3 + \rho_{В} \cdot V_{В}^3 - \rho_{д} \cdot V_{дгор}^3 - \rho_{д} \cdot V_{докн}^3}{2F_{Г}^2 + 2 \cdot F_{В}^2 - 2 \cdot F_{дгор}^2 - 2 \cdot F_{докн}^2} \cdot V_{дпечь}; \\ I_{Г} = \rho_{Г} \cdot V_{Г}^2 / F_{Г} = I_{В} = \rho_{В} \cdot V_{В}^2 / F_{В}; \\ F_{В} = F_{дгор}. \end{array} \right. \quad (6)$$

Конфигурацию сопла, количество отверстий с заданной суммарной площадью проходного сечения для топлива, расположение и количество дымовых окон для дыма «сбрасываемого» мимо регенераторов уточняют в дальнейшем с помощью моделирования движения печных газов и из конструктивной целесообразности.

Результаты расчёта конструктивных параметров каналов для прохода воздуха и дыма и газовых сопел РГНК ТО приведены в таблице 2, а результаты расчётов скорости, секундного количества движения реагентов горения, других динамических характеристик топливно-воздушных струй и конструктивных параметров газового сопла и воздушной горловины горелки приведены в таблице 3.

Таблица 2

Конструктивные параметры каналов для прохода воздуха и дыма и газовых сопел РГНК ТО

Конструктивные параметры	Ед. изм.	Величина
Газовое сопло		
Проходное сечение газового сопла	см <sup>2</sup>	410
Эквивалентный диаметр газового сопла	мм	228
Горловина горелки (материал – хромомagnesит, корунд)		
Диаметр	мм	1020
Сечение горловины	м <sup>2</sup>	0,776
Дымовые окна обводного бора РГНК ТО		
Количество дымовых окон в колодце (ориентировочно)	-	4
Проходное сечение 4-х дымовых окон в колодце	м <sup>2</sup>	0,161
Размеры дымовых окон в стенах РГНК (ориентировочно)	мм×мм	348×464

Таблица 3

Динамические характеристики печных газов, обеспечивающие регламентированное объёмное сжигание топлива в РГНК ТО

Динамическая характеристика печных газов в РГНК ТО	Ед. изм.	Значение
Расходная кинетическая энергия топливной струи	Вт	1548
Расходная кинетическая энергия воздушной струи	Вт	521
Расходная кинетическая энергия продуктов сгорания в горловине горелки	Вт	366
Расходная кинетическая энергия продуктов сгорания в дымоотводящих окнах	Вт	168
Удельная энергия циркуляции	Дж/м <sup>3</sup>	75
Удельная энергия циркуляции в безразмерном виде	-	30,5
Кратность рециркуляции	-	2,3
Действительная средняя скорость топливной струи	м/с	50
Действительная средняя скорость воздушной струи	м/с	17
Расходный секундный импульс топливной струи	Н	61,4
Расходный секундный импульс воздушной струи	Н	61,4

Необходимо отметить, что расчёты горелочного узла регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением произведены для значения максимального расхода топлива в реконструированном колодце (т.е. для максимальной тепловой мощности  $M_{\text{общ}}^{\text{рег}} = 8,5$  МВт или 7,33 млн. ккал/ч), средней температуры подогрева воздуха – 1000 °С и топлива – 200 °С.

В связи с отсутствием типовых проектных решений и промышленного опыта по применению объёмно-регенеративного способа сжигания топлива в нагревательных колодцах с торцевым отоплением следующей стадией разработки является моделирование гидродинамики и теплообмена в камере колодца с целью уточнения конструктивных параметров и режимных характеристик горелочного устройства.

### Выводы

Разработана новая конструкции нагревательного колодца с торцевым отоплением, оборудованного регенераторами с насадкой, обладающей высокой степенью развития поверхности теплообмена. Рассчитаны технико-экономические показатели работы колодца.

Проведен расчёт конструктивных параметров и газодинамических характеристик горелочных устройств для организации регламен-

тированного объёмно-регенеративного сжигания топлива в нагревательном колодце с торцевым отоплением.

Реализация регламентированного объёмного сжигания топлива в регенеративном нагревательном колодце с торцевым отоплением в сочетании с реверсом печных газов и их внутренней крупномасштабной рециркуляцией позволяет:

- снизить расход топлива при реконструкции нагревательного колодца с верхней горелкой не менее чем на 20 %;
- увеличить равномерность нагрева металла как по высоте, так и по длине колодца;
- улучшить условия эксплуатации огнеупоров рабочей камеры нагревательного колодца;
- уменьшить образование оксидов азота при горении топлива.

### Список литературы

1. Губинский В. И. Теория пламенных печей / В. И. Губинский, Лу Чжун-У. – М. : Машиностроение, 1995. – 256 с.
2. Исследование теплового режима нагревательного колодца с одной верхней горелкой при импульсном отоплении / М. А. Глинков, В. Ю. Каганов, Ш. Энкеш [и др.] // Сталь. – 1973. – № 2. – С. 171–173.
3. Сапронова Е. В. Модель импульсного отопления в нагревательных колодцах с одной верхней горелкой / Е. В. Сапронова, Ю. Л. Курбатов, Ю. А. Фалеева // Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ. В двух книгах. – Книга вторая. – Днепропетровск : Пороги, 2005. – С. 295–299.
4. Еринов А. Е. Исследование и совершенствование тепловой работы рекуперативных нагревательных колодцев с верхним отоплением / А. Е. Еринов, Л. Н. Троценко, А. Т. Яковенко // Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ. – Днепропетровск : НМетАУ. – 2002. – Т. 7. – С. 110–115.
5. А.с. 1051131 СССР, МКИ С21 D 9/70. Рекуперативный нагревательный колодец / Еринов А. Е., Сезоненко Б. Д., Свердлов И. В. [и др.]. – 3417405/22-02 ; заявл. 06.04.82 ; опубл. 30.10.83, Бюл. № 40.
6. Способ нагрева слитков в нагревательном колодце: Пат. 2274663 Россия, МПК<sup>7</sup> С21 D9/70. Гос. образ. учрежд. высш. проф. образ. Твер. ГТУ, Макаров А.Н., Дунаев А.Ю. № 2004132624/02; Заявл. 09.11.2004; Опуб 20.04.2006. Рус.
7. Пат. 26272 Украина, МПК F23N 5/26. Об'ємно-регенеративний спосіб спалювання палива при нагріванні металу / Єрьомін О. О., Губинський В. Й, Сибір А. В. (Україна) ; заявник та патентовласник Національна металургійна академія України. – № u200705240 ; заявл. 14.05.2007 ; опубл. 10.09.2007, Бюл. № 14. – 2 с.

8. Пат. 44023 Україна, МПК С21D 9/70. Регенеративний нагрівальний колодязь з торцевим опаленням / Єрємін О. О. (Україна); заявник та патентовласник Національна металургійна академія України. – № u200904610; заявл. 08.05.2009; опубл. 10.09.2009, Бюл. № 17. – 3 с.

9. Губинский В. И. Применение регенеративных горелок в промышленных печах с целью энергосбережения / В. И. Губинский, А. О. Ерёмин // Известия ВУЗов. Энергетика. – 2001. – № 5. – С. 50–58.

10. Ерёмин А. О. Реализация современного способа сжигания топлива в печах прокатного производства / А. О. Ерёмин, И. В. Панасенко // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2012. – № 7. – С. 236–240.

11. Хоу Чен Лян. Современное состояние и перспективы развития высокопроизводительных регенеративных печей (ВРП) в КНР / Хоу Чен Лян // Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов ГМетАУ (Энергетика. Металлургия). – Днепропетровск: ГМетАУ. – 1999. – Т. 1. – С. 195–200.

12. Ерёмин А. О. Работа регенеративной системы отопления на низкокалорийном топливе без сброса дыма в обвод регенераторов / А. О. Ерёмин // Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов НМетАУ. – Днепропетровск: ЧП Грек О. С., 2007. – С. 144–150.

13. Затопляев Г. М. Влияние калорийности топлива на работу регенеративных горелок / Г. М. Затопляев, П. Г. Затопляев // Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов НМетАУ. – Днепропетровск: ЧП Грек О. С., 2006. – С. 152–156.

14. Пуговкин А. У. Рециркуляционные камерные печи / А. У. Пуговкин. – Л.: Машиностроение, 1975. – 200 с.

15. Пилипенко Р.А. Камерные термические печи прецизионного нагрева металла / Р. А. Пилипенко // Межд. симпоз. «ОТТОМ-2»: сб. докл. – Харьков: ННЦХФТИ, 2001. – С. 20–25.

16. Ерёмин А. О. Влияние динамических характеристик струй топлива и воздуха на циркуляцию и температурное поле газов в камерной печи с одной горелкой / А. О. Ерёмин, В. И. Губинский // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика: зб. наук. пр. – Дніпропетровськ: Нова ідеологія. – 2011. – Вип. 3. – С. 102–116.

*Рукопись поступила 14.11.2012 г.*

УДК 621.1.016.4

**Ерёмин А.О.** – к.т.н., доц., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

## **ОРГАНИЗАЦИЯ РЕГЛАМЕНТИРОВАННОГО СЖИГАНИЯ ТОПЛИВА В НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧАХ С ЦЕЛЬЮ СОЗДАНИЯ РАВНОМЕРНОГО ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ**

*Работа посвящена повышению качества нагрева металла и снижению расхода топлива за счёт управления сжиганием топлива, движением печных газов и теплообменными процессами в промышленных нагревательных печах с высокотемпературным подогревом воздуха.*

*Ключевые слова: распределённое горение, температурное поле, рециркуляция.*

### **Введение**

Управление тепловыделением и движением печных газов при регламентированном перемешивании реагентов горения и распределённом сжигании топлива в печах связано с газодинамическими характеристиками печных газов и конструктивными параметрами печи и её элементов [1, 2]. Различие величин расходных импульсов топлива и воздуха горения не должно превышать 10 % [2]. Представляет интерес изучение влияния величины зоны тепловыделения, рециркуляции и реверса печных газов, подогрева воздуха и других параметров на равномерность температурного поля в печи.

### **Математическая модель нагревательной печи с петлевой траекторией движения печных газов**

Для разработки принципов организации регламентированного сжигания топлива в нагревательных печах за счёт газодинамических характеристик печных газов и конструктивных параметров печи и её элементов, реверса и рециркуляции печных газов и для исследования влияния этих факторов на равномерность температурного поля в нагревательных печах создана математическая модель нагревательной печи, основанная на решении уравнения теплового баланса.

Схема петлеобразного движения печных газов, разбиение печи на  $i$  расчётных элементов и потоки масс рециркуляции печных газов приведены на рис. 1.

В каждой  $i$ -той зоне печи предполагается идеальное перемешивание печных газов. Тепловой баланс нагревательной печи:

$$Q_{ex\ i} + Q_{pec\ i} + Q_{cop\ i} = Q_{Me\ i} + Q_{nom\ i} + Q_{dyx\ i}. \quad (1)$$

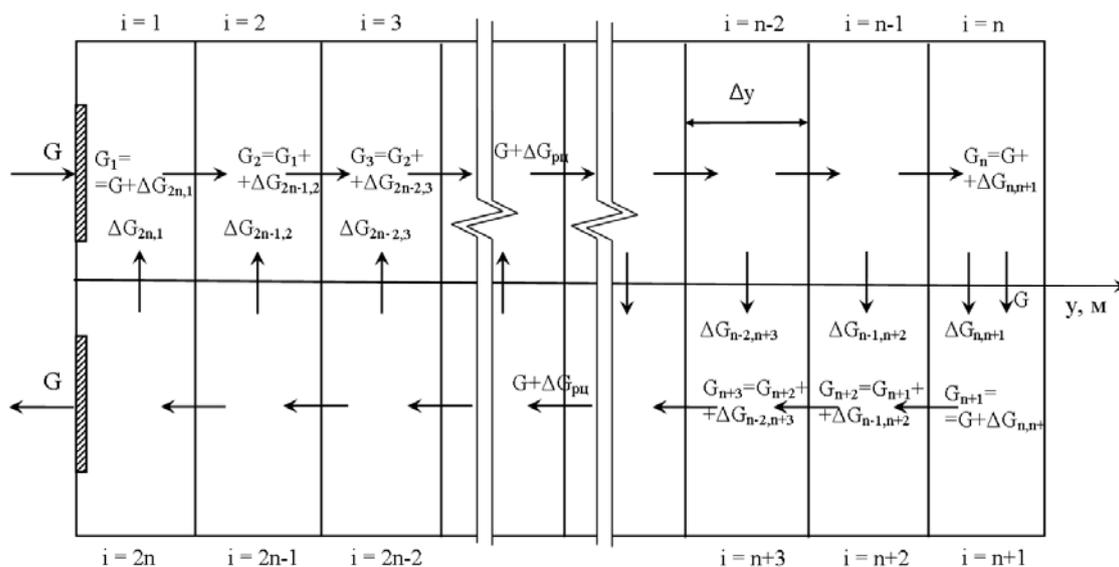


Рис. 1. Расчётная схема печи и схема движения печных газов

Приходные статьи теплового баланса.

Физическая теплота воздуха, топлива и дыма:

в зоне  $i = 1$

$$Q_{ex1} = B_2 \cdot t_m \cdot c_m + L_n \cdot B_2 \cdot t_e \cdot c_e, \quad (2)$$

в зонах  $i = 2 \dots 2n$

$$Q_{exi} = \left(1 - \sum_{k=1}^{i-1} m_k\right) \cdot (B_2 \cdot t_{cmi-1} \cdot c_m + L_n \cdot B_2 \cdot t_{cmi-1} \cdot c_e) + \sum_{k=1}^{i-1} m_k \cdot v_d \cdot B_2 \cdot t_{cmi-1} \cdot c_d + \sum_{k=1}^{i-1} (\Delta G_{jk} - \Delta G_{kj}) \cdot t_{cmi-1} \cdot c_d / \rho_d, \quad (3)$$

где  $j = 2n - k + 1$ .

Теплота рециркулирующих (см. рис. 1) продуктов сгорания:

$$Q_{pecui} = \Delta G_{ij} \cdot t_{cmi} \cdot c_d / \rho_d. \quad (4)$$

Здесь  $\Delta G_{ij}$  определяется из закона распределения плотности потока массы через границу раздела «у»:

$$\Delta G_{ij} = \begin{cases} 0, & 1 \leq i \leq n/2 \\ k_p (G/n) \cdot (b+1) \cdot |l_i|^b, & n/2 < i \leq n \\ 0, & n < i \leq 3n/2 \\ k_p (G/n) \cdot (b+1) \cdot |l_i|^b, & 3n/2 < i \leq 2n \end{cases} \quad (5)$$

Здесь  $l_i = 2y_i / L_{mp}$  – относительная длина мелкомасштабной рециркуляции;  $y_i = \Delta y(i - 1/2)$  – координата центра зоны  $i$ ;  $\Delta y = L_{mp} / n$  – длина зоны  $i$ ;  $b$  – показатель степени функции распределения;  $k_p = K_{pecu} - 1$  – коэффициент, учитывающий кратность рецир-

куляции печных газов,  $k_p \geq 0$ ;  $i$  и  $j$  – номера зон выхода и входа потока рециркулирующих газов, связанные соотношением  $j = 2n - i + 1$ .

Изменение показателя степени  $b$  приводит к изменению расхода потоков массы по зонам от равномерно распределённой по длине полутраектории до сосредоточенной в прикорневой зоне факела.

Теплота, выделившаяся при горении топлива:

$$Q_{гор i} = m_i \cdot B_z \cdot Q_n^p, \quad (6)$$

Расходные статьи теплового баланса.

Теплота, затрачиваемая на нагрев металла в зоне:

$$Q_{Me i} = C_{np} \cdot (T_{cmi}^4 - T_{нов}^4) \cdot \Delta F_{ме}, \quad (7)$$

Тепловые потери через кладку печи в расчетной зоне:

$$Q_{ном i} = k_{ном} \cdot t_{cmi} \cdot \Delta F_{кл} = k_{ном} \cdot t_{cmi} \cdot \Delta F_{ме} \cdot \xi_{кл}. \quad (8)$$

Здесь  $\xi_{кл} = \frac{\Delta F_{кл}}{\Delta F_{ме}}$  – степень развития кладки в зоне;  $k_{ном}$  – коэффициент

теплопередачи в окружающую среду, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

Потери теплоты с уходящими из  $i$ -той зоны печными газами:

$$Q_{вых i} = \left( 1 - \sum_{k=1}^i m_k \right) \cdot (B_z \cdot t_{cmi} \cdot c_m + L_n \cdot B_z \cdot t_{cmi} \cdot c_e) + \\ + \sum_{k=1}^i m_k \cdot v_d \cdot B_z \cdot t_{cmi} \cdot c_d + \sum_{k=1}^i (\Delta G_{jk} - \Delta G_{kj}) \cdot t_{cmi} \cdot c_d / \rho_d. \quad (9)$$

Тепловой баланс решается для каждой расчётной зоны последовательно с  $i = 1$  до  $i = 2n$ . С помощью  $\Delta G_{ij}$  – массового расхода, рециркулирующих печных газов, введено понятие локальной мелкомасштабной рециркуляции – турбулентных вихрей, вовлекающих в массообменные процессы слои печных газов, движущихся в прямом (зоны  $i = 1 \dots n$ ) и обратном (зоны  $i = (2+1) \dots 2n$ ) направлении через границу разделения потоков  $y$  (см. рис. 1).

Рабочее пространство нагревательной печи разбивалось на  $i = 2 \cdot n = 16$  расчётных элементов, в каждом из которых предполагалось идеальное перемешивание печных газов. Моделировался нагрев металла при минимальной и максимальной тепловой мощности. При максимальной тепловой мощности рассматривались случаи нагрева с минимальным и максимальным результирующим (по условиям теплопередачи) тепловым потоком, падающим на металл.

### Анализ численных исследований

Влияние величины безразмерной объёмной зоны тепловыделения  $L$  (отношение длины зоны тепловыделения к полной длине траектории) на равномерность температурного поля показано на рис. 2 и в табл. 1. Изменение объёма зон, где происходит выгорание топлива от  $L = 0,19$

до  $L = 0,94$ , приводит к 10 % снижению максимальной температуры в зонах печи.

Таблица 1

Влияние безразмерной длины объёмной зоны тепловыделения на равномерность температурного поля в печи

Показатель	Безразмерная длина объёмной зоны тепловыделения						
	0,19	0,31	0,44	0,56	0,69	0,81	0,94
Максимальная температура в печи, °С	1507	1465	1437	1416	1396	1382	1367
№ зоны с максимумом температуры	2	3	3	4	4, 5	5	5, 6
Средняя температура в печи $\bar{t}$ , °С	1274	1275	1276	1276	1274	1272	1273

Неравномерность температуры по зонам печи (в виде оценки среднего квадратичного отклонения) уменьшается на 40 %. С учётом того, что  $\bar{t} = const$ , стандартность нагрева (равномерность нагрева металла по длине печи) существенно зависит от величины объёмных зон тепловыделения и длины траектории, на которой происходит выгорание топлива.

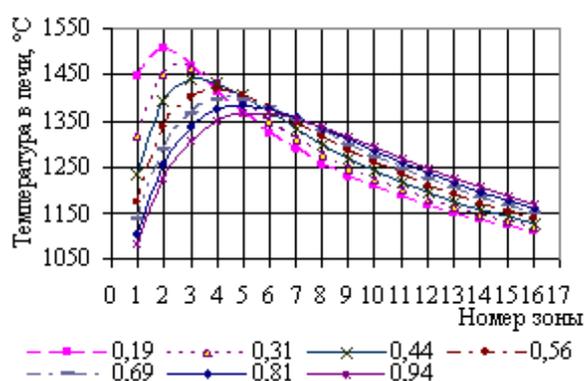


Рис. 2. Изменение температуры печных газов при различных значениях безразмерной длины объёмной зоны тепловыделения

Исследования влияния кратности крупномасштабной рециркуляции печных газов на стандартность нагрева приведено на рис. 3. Отношение перепада температуры в печи к средней её температуре, при росте рециркуляции с  $K_{реци} = 1$  до  $K_{реци} = 4 - 5$  снижается с 34 % до 14 – 16 %. Увеличение  $K_{реци} = 7$  уменьшает неравномерность температур ещё на 2 %. При увеличении до  $K_{реци} = 10$  неравномерность температурного поля практически не изменяется.

Для нагрева с максимальной тепловой мощностью при  $q_{рез} = \max$  аппроксимирующая функция имеет вид (точность аппроксимации  $R^2 = 0,97$ )  $\Delta t_{q-max} = 333,21 - 115,51 \cdot \ln(K_{реци})$ .

Для нагрева с максимальной тепловой мощностью при  $q_{рез} = \min$  получена аппроксимирующая зависимость  $\Delta t_{q-min} = 433,8 - 155,72 \cdot \ln(K_{реци})$ , а для случая нагрева с минимальной тепловой мощностью – формула  $\Delta t = 163 - 44,007 \cdot \ln(K_{реци})$ . (В обоих случаях  $R^2 = 0,99$ ). По формулам возможно определить необходимое значение кратности рециркуля-

ции, соответствующее допустимой по технологии неравномерности температуры в печи.

Влияние локальной мелкомасштабной рециркуляции печных газов на стандартность нагрева для случая нагрева металла минимальным тепловым потоком при изменении показателя степени  $b$  в уравнении (5) представлено в табл. 2. Степень  $b$ , описывающую равномерность распределения мелкомасштабной рециркуляции в печи изменяли от 0,1 до 100. Этот интервал отражает случаи от равномерно рас-

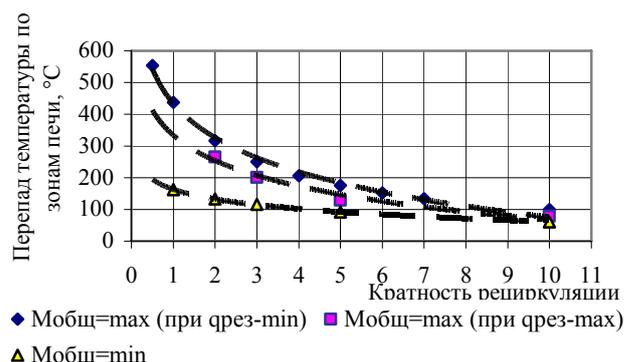


Рис. 3. Зависимость перепада температуры по зонам печи от величины кратности рециркуляции при различной тепловой мощности

пределённой локальной рециркуляции по длине печи (в пределе при  $b \rightarrow 0$ ) по всем попарно прилежащим зонам траектории движения печных газов до полного исключения мелкомасштабной рециркуляции (при  $b \rightarrow \infty$ ), когда газы движутся по петлеобразной траектории, не обмениваясь через среднюю линию печи массой и аналогично режиму «идеального вытеснения».

Таблица 2

Результаты расчётов равномерности температурного поля в печи с переменной степенью развития локальной мелкомасштабной рециркуляции печных газов

Параметр	Значение степени $b$ уравнения (5)					
	0,1	0,2	1,0	5,0	10	100
Максимальная температура в печи, °C	1375	1375	1372	1368	1367	1367
Минимальная температура в печи, °C	1041	1043	1055	1077	1084	1085
Перепад температуры по длине печи, °C	334	332	317	291	283	282

На рис. 4 представлена зависимость изменения температуры по зонам печи при различной степени развития локальной рециркуляции.

При изменении доли локальной рециркуляции от минимального значения (от нуля при  $b = 100$ ) до максимального (при  $b = 0 - 0,1$ ) перепад температуры между наиболее нагретой и «холодной» зонами печи повышается на 15 % (см. рис. 4). Ухудшение равномерности нагрева связано со снижением величины градиента температур перемещающихся газов и соответственного снижения интенсивности теплопереноса. Уменьшение мелкомасштабной локальной рециркуляции

может быть получено устранением препятствий и местных сопротивлений на пути движения печных газов, резкого изменения направления их движения и т.д.

Исследовали изменение температуры подогрева воздуха на условия организации распределённого сжигания топлива. Колебания температуры воздуха на 100 – 400 °С в течение цикла работы регенераторов при отоплении печи природным газом приводит к изменению разности импульса топлива и воздуха до 2 – 9 % и не переводит объёмное сжигание топлива в факельное.

Как показали расчёты реверс печных газов существенно уменьшает неравномерность температурного поля для любых значений  $K_{\text{рец}}$ . Для случая расчёта нагревательной печи с петлеобразной траекторией движения печных газов перепад температуры в печи снизился с 438 °С до 268 °С при  $K_{\text{рец}} = 1$ ; с 175 °С до 119 °С при  $K_{\text{рец}} = 5$  и с 100 °С до 68 °С при  $K_{\text{рец}} = 10$ .

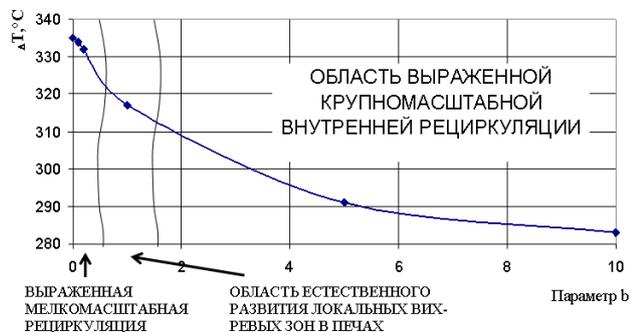


Рис. 4. Влияние локальной мелкомасштабной рециркуляции печных газов на температурное поле в печи

## Выводы

Организация распределённого сжигания топлива обеспечивается регламентированным перемешиванием реагентов горения в рабочем пространстве нагревательных печей и созданием высокодинамичных характеристик струй топлива и воздуха. Длина объёмной зоны тепловыделения должна равняться полной траектории, а кратность крупномасштабной рециркуляции печных газов  $K_{\text{рец}} = 1,5 - 5$ . Показано существенное влияние локальной мелкомасштабной рециркуляции и реверса печных газов на формирование температурного поля в печи, при этом доля конвективного теплообмена не превышает 5%.

## Список литературы

1. Губинский В. И. Теория пламенных печей / В. И. Губинский, Лу Чжун-У. – М. : Машиностроение, 1995. – 256 с.
2. Ерёмин А. О. Влияние динамических характеристик струй топлива и воздуха на циркуляцию и температурное поле газов в камерной печи с одной горелкой / А. О. Ерёмин, В. И. Губинский // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика : зб. наук. пр. – Дніпропетровськ : Нова ідеологія. – 2011. – Вип. 3. – С. 102–116.

*Рукопись поступила 10.08.2012 г.*

УДК 669.168

**Жаданос А.В.** – к.т.н., доц., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Деревянко И.В.** – к.т.н., доц., НМетАУ

## **ТЕПЛОФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ УГЛЕРОДКАРБИДОКРЕМНИЕВЫХ БРИКЕТОВ С МЕТАЛЛОМ-ПОЛУПРОДУКТОМ ПРИ ВНЕПЕЧНОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛИ**

*Разработана теплофизическая модель взаимодействия углеродкарбидокремниевых брикетов с железоуглеродистым расплавом при ковшевой обработке (легировании). Выполнен расчет процесса плавления цементной связки CSiC-брикетов с использованием ПЭВМ. По результатам выполненных при помощи разработанной математической модели исследований получена аналитическая зависимость времени распада брикета в железоуглеродистом расплаве от его размеров, что позволяет определять его рациональный размер при использовании в ковшевой металлургии.*

*Ключевые слова: CSiC-брикеты; рациональный размер; математическая модель; теплофизические процессы.*

### **Введение**

При выплавке стали в современных электрометаллургических комплексах и кислородно-конвертерных цехах науглероживание металла до заданного содержания углерода производят в ковше во время выпуска расплава из печного агрегата или во время обработки на установке «электропечь-ковш». Из опыта отечественной и мировой сталеплавильной промышленности известно, что в качестве науглероживателей используют антрациты, металлургический коксик, пековый и нефтяной коксы или их смеси, вторичные углеродистые материалы (бой графитированных электродов, углеродные катодные футеровки электролизеров и др.). В качестве науглероживателя используют также вторичные углеродкарбидокремниевые материалы в сбрикетированном виде на цементной связке [1 – 3]. Высокая механическая прочность CSiC-брикетов достигается благодаря гидратному отверждению цемента, который по химическому составу можно отнести к концентрационной области системы  $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ , характеризующейся относительно высокой (1550 °С) температурой плавления. Цемент, обволакивая частицы углерода и SiC, препятствует их окислению в начальный период взаимодействия с нераскисленным металлом.

### Постановка задачи

Наряду с выбором исходного компонентного и гранулометрического состава для получения брикетов, применяемых для науглероживания расплава в ковше, важным также является определение рациональных размеров брикетов. К размеру брикетов, используемых в ковшовой металлургии, предъявляются следующие требования: с одной стороны, брикет должен полностью провзаимодействовать с железоуглеродистым расплавом за время выпуска металла из сталеплавильного агрегата, а, с другой стороны, размеры его должны обеспечить минимальные потери за счет выноса материала из ковша конвективными потоками. Для оптимизации размеров брикетов в настоящей работе проведен теплофизический анализ процессов, протекающих при взаимодействии CSiC-брикетов с металлом.

### Теплофизическая модель процесса взаимодействия CSiC-брикетов

Процесс взаимодействия CSiC-брикетов с железоуглеродистым расплавом можно разделить на несколько стадий: намораживание корочки расплава на поверхности брикета; плавление намороженного слоя; нагрев брикета до температуры плавления цемента и интенсивное стационарное плавление цементной связки, взаимодействие углерода и SiC с металлом. С принимаем, что брикет имеет форму шара.

В первый момент времени взаимодействия расплава с исходным брикетом скорость отвода теплоты от поверхности внутрь тела превышает скорость подвода теплоты из расплава к его поверхности, в результате чего металл намерзает на брикете. Этот процесс завершается при равенстве внешнего  $q_{вн}$  и внутреннего  $q_{внут}$  тепловых потоков. В дальнейшем внешний тепловой поток превосходит внутренний, и намерзшая корочка плавится. Математическое описание этих процессов основано на дифференциальным уравнением теплопроводности:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial t}{\partial \tau} = a_{\text{бр}} \cdot \left( \frac{\partial^2 t}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \cdot \frac{\partial t}{\partial r} \right) \\ (0 < r < r_{\text{нач}}; \quad \tau > 0) \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

где  $a_{\text{бр}}$  – эффективный коэффициент температуропроводности брикета;  $r_{\text{нач}}$  – начальный радиус шара.

Граничные условия будут иметь вид:

а) на этапах намораживания и дальнейшего плавления стальной корочки

$$\alpha \cdot (t_{\text{расп}} - t_{\text{пов}}) \pm q_{\text{скр.кор}} \cdot \rho_{\text{кор}} \frac{dx}{d\tau} = -\lambda_{\text{бр-кор}} \cdot \frac{\partial t}{\partial x}, \quad (2)$$

где  $\lambda_{\text{бр-кор}}$  – коэффициент теплопроводности системы брикет-корочка;  $\rho_{\text{кор}}$  – плотность корочки;  $q_{\text{скр.кор}}$  – скрытое тепло, выделяющееся при намораживании или поглощающееся при плавлении корочки;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи от расплава к поверхности системы брикет-корочка;  $t_{\text{расп}}$  – температура расплава;  $t_{\text{пов}}$  – температура поверхности системы брикет-корочка.

б) на этапе непосредственного плавления брикета

$$\alpha \cdot (t_{\text{расп}} - t_{\text{пов}}) + q_{\text{скр.бр.}} \cdot \rho_{\text{бр}} \frac{dx}{d\tau} = -\lambda_{\text{бр}} \cdot \frac{\partial t}{\partial x}, \quad (3)$$

где  $\lambda_{\text{бр}}$  – коэффициент теплопроводности брикета;  $\rho_{\text{брик}}$  – плотность корочки;  $q_{\text{скр.бр}}$  – скрытое тепло, поглощающееся при плавлении брикета.

Одновременно с процессом намораживания и плавления корочки происходит нагрев брикета до температуры плавления цементной связки. Связка брикета, прогретого до температуры плавления цемента, начинает плавиться с постоянной скоростью, так как разница температур  $t_{\text{расп}} - t_{\text{пов}}$  и тепловой поток из объема расплава к поверхности брикета не изменяются. На основе принятых допущений определим время полного расплавления цементной связки брикета в железуглеродистом расплаве в зависимости от их геометрических размеров. Принимаем, что температура расплава в период плавления связки брикета постоянна и равна 1600 °С.

При расчетах принимали, что время цикла вычислений  $\Delta\tau$  составляло 1 с, в течение которого размеры брикетов остаются постоянными. В результате решения определяли среднюю безразмерную температуру брикета  $\theta_{\text{ср}} = f(\text{Fo}; \text{Vi})$ , которая зависит от значений критериев Фурье и Био:

$$t_{\text{ср.т.и}} = t_{\text{пов}} - \theta_{\text{ср}} \cdot (t_{\text{пов}} - t_{\text{ср.нач.и}}), \quad (4)$$

где  $\theta_{\text{ср}}$  – средняя безразмерная температура брикета;  $\text{Fo}$  – критерий Фурье;  $\text{Vi}$  – критерий Био.

Значения критериев Фурье и Био определили из соотношений:

$$\text{Fo} = \frac{a_{\text{бр}} \cdot \Delta\tau}{r_{\text{бр.нач}}^2}; \quad \text{Vi} = \frac{\alpha \cdot r_{\text{бр.нач}}}{\lambda_{\text{бр.ср}}}, \quad (5)$$

где  $\Delta\tau$  – интервал времени цикла вычислений, с;  $r_{\text{бр.нач}}$  – начальный

радиус брикета, м.;  $a_{\text{бр}} = \frac{\lambda_{\text{бр.ср}}}{\rho_{\text{бр}} \cdot C_{\text{бр.ср}}}$  – эффективный коэффициент

температуропроводности брикета, м<sup>2</sup>/с;  $\rho_{бр}$  = 3000 кг/м<sup>3</sup> – плотность брикета;  $\lambda_{бр.ср}$  – средняя теплопроводность брикета, Вт/(м·град);  $C_{бр.ср}$  – средняя теплоемкость брикета, Дж/(кг·град);  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м·град).

Величина  $\alpha$  зависит от интенсивности процессов перемешивания в расплаве, и по данным [4] колеблется в пределах 5800 – 58000 Вт/(м<sup>2</sup>·град). Для процессов, происходящих в ковше, рекомендовано принимать  $\alpha$  = 6000 Вт/(м<sup>2</sup>·град). Значения средней теплопроводности и теплоемкости определяем по уравнениям (6 – 7) [5]:

$$\lambda_{бр.ср} = 20,9 - 10,5 \cdot 10^{-3} \cdot T_{ср}; \quad (6)$$

$$C_{бр.ср} = 960 + 0,147 \cdot T_{ср}, \quad (7)$$

где  $T_{ср}$  = 760 °С – средняя температура брикета во время прогрева.

На основании результатов расчетов значений критериев  $Fo$  и  $Bi$  для конкретных теплофизических условий нашей задачи по номограммам [6] определили значения средней безразмерной температуры брикета. Средняя температура системы брикет – замороженная корочка в конце интервала времени  $\Delta t$   $i$ -го цикла вычислений определяется из выражения:

$$E_{сист.i} = \frac{4}{3} \pi \cdot r_{сист.нач.i}^3 \cdot \rho_{сист.нач.i} \cdot C_{сист.нач.i} \cdot (t_{ср.т.i} - t_{ср.нач.i}), \quad (8)$$

где  $t_{ср.нач.i}$  – средняя температура системы брикет – замороженная корочка в начале интервала времени  $\Delta t$   $i$ -го цикла вычислений;  $t_{пов}$  – температура на поверхности шара, которая во время намораживания равняется температуре солидус, а во время плавления корочки – ликвидус. По диаграмме состояния CaO-SiO<sub>2</sub>-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> принимаем температуру ликвидус – 1500 °С, а солидус – 1450 °С.

Затраченную на нагрев системы брикет - замороженная корочка тепловую энергию определили из выражения:

$$E_{сист.i} = \frac{4}{3} \pi \cdot r_{сист.нач.i}^3 \cdot \rho_{сист.нач.i} \cdot C_{сист.нач.i} \cdot (t_{ср.т.i} - t_{ср.нач.i}), \quad (9)$$

где  $r_{сист.нач.i}^3$  – радиус системы брикет – замороженная корочка в начале цикла вычисления;  $\rho_{сист.нач.i}$  – плотность системы;  $C_{сист.нач.i}$  – теплоемкость системы.

Плотность системы находим из:

$$\rho_{сист.нач.i} = \frac{m_{сист.нач.i}}{V_{сист.нач.i}}, \quad (10)$$

где  $m_{сист.нач.i}$ ,  $V_{сист.нач.i}$  – масса и объем системы в начале цикла вычисления  $i$ .

Среднюю теплоемкость системы определяем как:

$$C_{\text{сист.нач.}i} = \frac{C_{\text{бр.}i} \cdot m_{\text{бр}} + C_{\text{кор.}i} \cdot m_{\text{кор.нач.}i}}{m_{\text{сист.нач.}i}}, \quad (11)$$

где  $C_{\text{бр.}i}$  – средняя теплоемкость брикета;  $C_{\text{кор.}i}$  – средняя теплоемкость корочки;  $m_{\text{бр}}$  – масса брикета;  $m_{\text{кор.нач.}i}$  – масса корочки в начале цикла вычисления  $i$ ;  $m_{\text{сист.нач.}i}$  – масса системы.

Поступившая от расплава к брикету тепловая энергия определяется из выражения:

$$E_{\text{расп.}i} = 4 \cdot \pi \cdot r_{\text{сист.нач.}i}^2 \cdot \alpha \cdot (t_{\text{расп}} - t_{\text{пов}}) \cdot \Delta\tau. \quad (12)$$

Выделившуюся при намораживании или при расплавлении корочки металла энергию рассчитали следующим образом:

$$\Delta E_i = E_{\text{бр.}i} - E_{\text{расп.}i} = \Delta m_{\text{кор.}i} (q_{\text{скр}} + C_{\text{кор.}i} \cdot (t_{\text{ж}} - t_{\text{пов}})), \quad (13)$$

где  $\Delta m_{\text{кор.}i}$  – масса замороженного слоя,  $q_{\text{скр}}$  – скрытая теплота плавления, кристаллизации стали.

Если  $\Delta E_i > 0$ , происходит намораживание расплава на брикет, а если  $\Delta E_i < 0$ , то происходит плавление замороженной корочки.

$$\Delta m_{\text{кор.}i} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot (r_{\text{сист.кон.}i}^3 - r_{\text{сист.нач.}i}^3) \cdot \rho_{\text{кор}}. \quad (14)$$

Радиус, объем и массу системы брикет – замороженная корочка в конце интервала цикла вычисления определили из следующих выражений:

$$r_{\text{сист.кон.}i} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot \Delta m_{\text{кор.}i}}{4 \cdot \pi \cdot \rho_{\text{кор}}} + r_{\text{сист.нач.}i}^3}; \quad (15)$$

$$m_{\text{сист.кон.}i} = m_{\text{сист.нач.}i} + \Delta m_{\text{кор.}i}; \quad (16)$$

$$V_{\text{сист.кон.}i} = V_{\text{сист.нач.}i} + \Delta V_{\text{кор.}i}. \quad (17)$$

Средняя температура системы в конце интервала  $\Delta\tau$  определяется:

$$t_{\text{ср.т.}i} = \frac{m_{\text{сист.нач.}i} \cdot t_{\text{ср.нач.}i} + \Delta m_{\text{кор.}i} \cdot t_{\text{пов}}}{m_{\text{сист.кон.}i}}. \quad (18)$$

Для следующего интервала времени конечные значения параметров предыдущего принимаются в качестве начальных:

$$t_{\text{ср.нач.}i+1} = t_{\text{ср.т.}i}; \quad r_{\text{нач.сист.}i+1}^3 = r_{\text{кон.сист.}i}^3. \quad (19)$$

После расплавления корочки начинается интенсивное плавление цементной связки брикета.

Линейная скорость плавления цементной связки и, следовательно, распада брикета, прогретого до температуры 1600 °С, описывается уравнением:

$$V_{\text{пл}} = \frac{\alpha \cdot (t_{\text{ж}} - t_{\text{пов}}) \cdot 4 \cdot \pi \cdot r^2_{\text{бр}}}{(q_{\text{скр}} + (t_{\text{ж}} - t_{\text{пов}}) \cdot C_{\text{расп}}) \cdot \rho_{\text{бр}}} \quad (20)$$

Продолжительность плавления связки определялась из выражения:

$$\tau_{\text{пл}} = \frac{r_{\text{нач}}}{V_{\text{пл}}} \quad (21)$$

### Моделирование и анализ результатов

Реализацию представленной математической модели производили на ПЭВМ. Проведенные расчеты показали, что процесс плавления цементной связки и, следовательно, распада брикета в зависимости от его радиуса составляет от 3 до 17 мин (рис. 1).

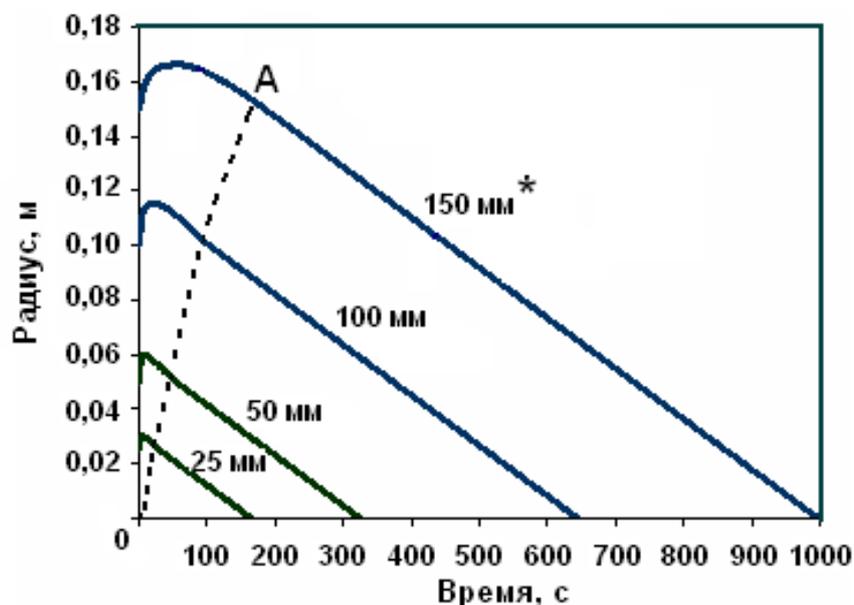


Рис. 1. Изменение радиуса системы брикет – корочка в зависимости от размеров брикета и времени пребывания брикета в расплаве температурой 1600 °С\*

По результатам выполненных при помощи разработанной математической модели исследований получена зависимость времени распада брикета в стальной ванне от его размеров:

$$\tau = 6,61 \cdot r_{\text{бр}} - 7,33 \quad (22)$$

Радиус брикета в зависимости от емкости ковша выбирается в каждом конкретном случае из полученной зависимости.

\* Числа у кривых – исходный радиус CSiC-брикетов; А – линия, разграничивающая область намораживания – плавления металлической корочки и область плавления цементной связки

### Выводы

1. Разработана теплофизическая модель взаимодействия углеродкарбидокремниевых брикетов с железоуглеродистым расплавом при ковшевой обработке (легировании).

2. Выполнен расчет процесса плавления цементной связки CSiC-брикетов с использованием ПЭВМ.

3. Проведенные расчеты показали, что процесс плавления цементной связки и, следовательно, распада брикета в зависимости от его радиуса (25 – 150 мм) составляет от 3 до 17 мин.

4. Получена аналитическая зависимость времени распада брикета в железоуглеродистом расплаве от его размеров, что позволяет определять его рациональный размер при использовании в ковшевой металлургии.

### Список литературы

1. Пат. РФ 2247158 МПК 7 C21C7/00. Способ внепечного легирования железоуглеродистых сплавов в ковше /А. Д. Подольчук, М. И. Гасик, В. В. Сербин, А. Н. Овчарук, И. А. Семенов, И. В. Деревянко, И. М. Щербань, опубл. 27.02.05. Бюл. № 6.

2. Пат. РФ 2282669 МПК 7 C22B 1/224, C21C 1/00, C22C 38/00. Брикет, используемый при производстве железоуглеродистого сплава (варианты) /А. Д. Подольчук, М. И. Гасик, В. В. Сербин, А. Н. Овчарук, И. А. Семенов, И. В. Деревянко, И. М. Щербань, опубл. 27.08.06. Бюл. №24.

3. Прогрессивные технологии выплавки электростали с заменой чугуна CSiC-брикетами / М. И. Гасик, А. Н. Овчарук, И. А. Семенов, И. В. Деревянко // Сталь. – 2004. – № 4. – С. 31–36.

4. Меджибожский М. Я. Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов : учеб. пособие для вузов / М. Я. Меджибожский. – Киев-Донецк : Вища шк. Головное изд-во, 1979. – 280 с.

5. Казанцев Е. И. Промышленные печи: справочное руководство для расчетов и проектирования / Е. И. Казанцев. – М : Металлургия, 1975. – 368 с.

6. Исаченко В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. – М. : Энергоиздат, 1981. – 417 с.

*Рукопись поступила 20.09.2012 г.*

УДК 621.1:532.5

**Кирсанов М.В.** – главный конструктор проекта, Институт геотехнической механики им. Н.С. Полякова Национальной академии наук Украины (ИГТМ НАНУ)

## **О РАСЧЁТЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ВОДЫ НА ПОВЕРХНОСТИ ПАРОВОГО ПУЗЫРЬКА ДЛЯ ЗАДАЧ МОДЕЛИРОВАНИЯ ВСКИПАЮЩИХ ПОТОКОВ В КАНАЛАХ ЗАДАННОЙ ФОРМЫ (ОБОБЩЕНИЕ УРАВНЕНИЯ ГУДМЕНА)**

*В статье получена система уравнений для расчёта температуры воды на поверхности парового пузырька, находящегося в потоке вскипающей воды без подвода тепла со стороны стенок канала. Система уравнений получена интегральным методом решения задач нестационарной теплопроводности на основе интерполяции для температурного поля в слое воды около пузырька в пределах ячейки двухфазной среды. Принятая в статье интерполяция учитывает не адиабатический характер граничного условия на внешней поверхности ячейки и нагрев слоя воды в ячейке от вязкой диссипации механической энергии микродвижений фаз (радиального и относительно в стоксовском режиме). Полученную систему уравнений предлагается называть системой уравнений Гудмена для пузырькового потока (УГПП) по имени одного из авторов интегрального метода решения задач нестационарной теплопроводности. Система УГПП может использоваться для оптимизации режимов работы гидропаровой турбины.*

*Ключевые слова: двухфазная среда; паровой пузырёк; температура воды; интегральный метод решения задач нестационарной теплопроводности; система уравнений Гудмена для пузырькового потока (УГПП); гидропаровая турбина.*

**Постановка проблемы** связана с актуальной задачей утилизации ВЭР, которая может решаться применением установок с гидропаровой турбиной (ГПТ) [1] для дополнительной выработки электроэнергии. В конфузорной части сопла этой турбины при понижении давления происходит вскипание потока нагретой воды и образование пузырькового потока (ПП). При дальнейшем течении ПП в сопле происходит инверсия структуры потока в капельнопаровую.

Для моделирования и обоснования параметров теплофизических процессов в сопле ГПТ необходимо вычислять температуру воды  $T_{1a}$

на поверхности пузырька и тепловой поток  $Q_{12}$  из воды в пузырёк. Сформулированная научная проблема имеет практическое значение для разработки оборудования по утилизации избыточного низкопотенциального тепла, образующегося в газопоршневых двигателях, работающих на шахтном метане. Это позволит повысить общий КПД переработки метана в шахтных энергетических комплексах.

В дальнейшем будем называть систему уравнений для расчёта температуры внешней среды и теплового потока на поверхности пузырька системой уравнений Гудмена (T.R. Goodman), так как для получения его использован интегральный метод решения (ИМР) задач нестационарной теплопроводности, одним из авторов которого является Гудмен [2]. В применении к расчёту температуры на поверхности пузырька этот метод даёт дифференциальное уравнение, приведенное в [3], по методу своего вывода подобное выводу уравнения Рэлея [4, 5].

ИМР нестационарных задач теплопроводности [2] включает своим исходным пунктом – уравнение нестационарной теплопроводности (УНТ) для распределения температуры несжимаемой воды, окружающей единичный пузырёк в пределах ячейки пузырьковой среды. Принимаем, что пузырьки пара сохраняют сферическую форму при росте и движении по соплу ГПТ. Поэтому используем УНТ в сферической системе координат с началом отсчёта в центре пузырька. Далее в ИМР нестационарных задач теплопроводности УНТ умножается на  $r^2$  и интегрируется по  $dr$  в пределах от  $a(z)$ , обозначающей радиус пузырька до  $\xi(z)$  – внешний радиус ячейки. Кроме сферических координат все величины, участвующие в решении УНТ, представляют собой функции от продольной координаты  $z$  вдоль оси сопла, т.к. центр сферической системы координат совершает движение вдоль этой оси.

Заключительный этап интегрального метода решения нестационарной задачи теплопроводности – выбор для температурного поля  $T_{1c}(r,\theta)$  интерполирующей функции (ИФ) сферических координат. Коэффициенты ИФ представляют собой искомые величины, являющиеся, в свою очередь, функциями от  $z$ . Эти коэффициенты – функции определяются при подстановке ИФ в проинтегрированное по  $dr$  УНТ и граничные условия.

Таким образом, по нашей терминологии система уравнений Гудмена пузырькового потока (УГПП) предназначена для определения поля температуры в сферическом слое воды около пузырька, температуры воды  $T_{1a}$  на поверхности пузырька, градиента температуры и, следовательно, теплового потока  $Q_{12}$  на этой поверхности. Величины  $T_{1a}$  и  $Q_{12}$  необходимы при моделировании тепло-массообменных про-

цессов на границе раздела фаз для обоснования значений оптимальных параметров теплофизических процессов в сопле ГПТ.

В работах [2, 3] представлены уравнения Гудмена для парового пузырька, растущего в безграничном объеме воды. Для вывода этих уравнений принимается ИФ температурного поля вокруг пузырька с введением эффективной толщины  $\delta$  температурного пограничного слоя:

$$T_{1,G}(r, z) = T_{1,\xi} + (T_{1a} - T_{1\xi}) \cdot \frac{a(z)}{r} \cdot \left( \frac{a(z) + \delta(z) - r}{\delta(z)} \right)^2. \quad (1)$$

Такая ИФ не пригодна для температурного поля в пределах ячейки пузырьковой среды, особенно при  $\delta \sim (\xi - a(z))$ . Поэтому необходимо предложить интерполяционную функцию, более точно описывающую поле температуры около единичного пузырька в составе пузырькового потока. Соотношение параметров  $\delta \sim (\xi - a(z))$  характерно для области пузырькового потока, примыкающего к капельнопаровому потоку (КП).

Учитывая необходимость моделирования теплофизических процессов на всём протяжении сопла ГПТ, ставится **цель** получить систему УГПП без ограничения  $\delta \ll (\xi - a(z))$ , с учётом относительного движения фаз в стоксовском режиме и нагрева слоя воды в ячейке от вязкой диссипации механической энергии этого относительного гидродинамического движения.

**Вывод системы УГПП** начинаем с привлечения поля скоростей воды вокруг пузырька в сферической системе координат по Адамару – Рыбчинскому [6] совместно с радиальным движением, обусловленным расширением пузырька:

$$V_r = V_{r,S} + \frac{da(z)}{dz} \cdot \frac{a^2(z)}{r^2}; \quad (2)$$

$$V_{r,S} = V_{21} \cdot \cos(\theta) \cdot \left( 1 - \frac{a(z)}{r} \right); \quad (3)$$

$$V_\theta = V_{21} \cdot \sin(\theta) \cdot \left( 1 - \frac{a(z)}{2 \cdot r} \right); \quad (4)$$

где  $r, \theta$  – сферические координаты;  $V_{21}(z)$  – разность скоростей  $V_2(z)$  пузырька и  $V_1(z)$  несущей фазы (воды);  $a(z)$  – радиус растущего пузырька, для формирования конвективных членов в уравнениях системы.

С учётом тепловой мощности вязкой диссипации, обусловленной полем скоростей (2) – (4), УНТ, которое умножается на  $r^2$  и интегрируется по  $dr$  в пределах от  $a(z)$  до  $\xi(z)$  – внешнего радиуса ячейки, примет вид:

$$\begin{aligned}
 (V_2) \cdot \frac{d}{dz} \left( \int_a^\xi \left( T_{1c} + V_{r,S} \cdot \frac{\partial T_{1c}}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r} \cdot \frac{\partial T_{1c}}{\partial \theta} \right) \cdot r^2 \cdot dr \right) - T_{1\xi} \cdot \xi^2 \cdot (V_2) \cdot \frac{d\xi}{dz} = \\
 + \left( \chi_1 \cdot r^2 \cdot \frac{\partial T_{1c}}{\partial r} \right) \Big|_a^\xi + \int_a^\xi \left( \left( \frac{\chi_1}{\sin(\theta)} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \sin(\theta) \cdot \frac{\partial T_{1c}}{\partial \theta} \right) \right) \right) \cdot dr + \\
 + \sum_{i=0}^{i=2} h_i \cdot N_i \cdot \cos^i(\theta) - T_{1\xi} \cdot a^2 \cdot V_2 \cdot \frac{da(z)}{dz}, \quad (5)
 \end{aligned}$$

где  $T_{1c}(r, \theta)$  – температурное поле (ТП) в ячейке (cell) пузырькового потока,  $T_{1\xi}$  – температура воды на внешней границе ячейки,  $\chi_1$  – температуропроводность воды,  $h_0 = 8 \cdot (V_{21})^2 \cdot a \cdot (v_1) / 3 \cdot C_{1p}$ ,  $h_1 = (V_{21})^2 \cdot a \cdot (v_1) \cdot (\varpi) / 2 \cdot C_{1p}$ ,  $h_2 = (V_{21})^2 \cdot a \cdot (v_1) / 2 \cdot C_{1p}$ ,  $C_{1p}$  – теплоёмкость изобарная воды, а функции  $N_i$  получаются после интегрирования в УНТ объёмной плотности тепловой мощности ( $Вт/м^3$ ) вязкой диссипации энергии механического движения, описываемого полем скоростей (2) – (4), и определяются выражениями:

$$N_0 = \varpi^2 \cdot (1 - \eta^3); \quad (6)$$

$$N_1 = (4 \cdot \eta + 7 \cdot \eta^2 - 11); \quad (7)$$

$$N_2 = (3 - 3 \cdot \eta - 2 \cdot \ln(\eta)), \quad (8)$$

где  $\varpi = b_2 / V_{21}$ ,  $\eta = a / \xi$  и производная от  $a(z)$  определяется с учётом скорости фазового перехода по уравнению:

$$\frac{da(z)}{dz} = b_2 = \frac{1}{V_2} \cdot \left( W_{1a} + \frac{j_{12}}{\rho_1} \right), \quad (9)$$

где  $W_{1a}(z)$  – скорость воды на границе с пузырьком;  $j_{12}$  ( $кг/с \cdot м^2$ ) – интенсивность фазового перехода определяется по соотношению [3] на основе молекулярно-кинетической теории;  $\rho_1$  – плотность воды.

Поясним обозначение  $b_2$  для уравнения (9) и другие подобные обозначения. Предлагаемый вариант системы дифференциальных уравнений Гудмена пузырькового потока (УГПП) входит составной частью в систему обыкновенных дифференциальных уравнений в одномерном (гидравлическом) приближении [4, 5] для моделирования двухфазного потока вскипающего в адиабатических условиях в сопле ГПТ (сокращённо – модель АВДП–ГПТ). Дифференциальные уравнения, которые относятся к пузырьковому потоку, мы обозначаем буквой  $b_i$  с индексом, который нумерует порядок расположения уравнений в системе.

Систему УГПП составляем для стационарного случая, когда функции, характеризующие ПП, не зависят от времени явно. Неявная зависимость этих функций  $y_i(z)$  от времени через изменение координаты  $z$  физически бесконечно малого элемента пузырьковой среды

при его движении вдоль оси сопла даётся произведением скорости потока соответствующей фазы  $V_i(z)$  ( $i = 1$  – вода,  $i = 2$  – пар) на производную относящейся к этой фазе функции  $y_i(z)$  по  $z$ .

Использование в рассматриваемой задаче поля скоростей обтекания пузырька по Адамару – Рыбчинскому (3) – (4) понижает идеально сферическую симметрию температурного поля в слое воды около пузырька до сферической симметрии с выделенным направлением. Необходимо учитывать это обстоятельство, подбирая интерполяцию температурного поля около пузырька для применения ИМ решения нестационарных задач теплопроводности в интересах цели нашего исследования.

Поэтому предлагается следующая интерполяция температурного поля в ячейке:

$$T_{1c}(r, \theta) = T_{1\xi}(z) \cdot \left( 1 + \sum_{i=0}^2 g_i(z) \cdot \left( \frac{r-a}{\xi-a} \right)^2 \cdot \cos^i(\theta) \right) + \frac{(\Delta T_{1a}(z))}{(1+B(z))} \cdot \frac{a(z)}{r} \cdot \left( \frac{\xi(z)-r}{\xi(z)-a(z)} \right)^2 \cdot \left( \left( \frac{\xi(z)-r}{\xi(z)-a(z)} \right) + B(z) \right) \dots, \quad (10)$$

где  $\Delta T_{1a} = T_{1a}(z) - T_{1\xi}(z)$ ,  $T_{1a}(z)$ ,  $B(z)$ ,  $g_i(z)$  – функции от координаты вдоль оси сопла, подлежащие определению из (5) и граничных условий, а функция температуры несущей фазы  $T_1(z)$  – из уравнения энергетического баланса для воды, находящейся вне ячейки.

Аналитический вид ИФ (10) выбран, исходя из следующих условий, отражающих особенности теплофизических процессов в ячейке. Температура воды  $T_{1a}$  на границе с пузырьком – основная величина, определяемая системой УГПП, – в соответствии с интерполяцией (10) не зависит от угла  $\theta$ .

Это условие основано на значительно большей интенсивности процесса теплопроводности в паре по сравнению с водой. За счёт этого происходит быстрое выравнивание температуры воды на границе с паровым пузырьком, даже если в какой-то момент времени возникает угловая асимметрия распределения температуры по поверхности пузырька. Зависимость от  $\theta$  в интерполяции (2) выбрана из условия её подобия аналитическому виду угловой зависимости тепловой мощности вязкой диссипации механической энергии в (5).

В (10) учитывается тепловой поток в несущую фазу из ячейки при  $r = \xi$ , обусловленный диссипацией механической энергии микродвижений (1) – (3), даёт возможность моделировать немонотонное распределение температуры в ячейке вдоль радиуса.

Подстановка (10) в уравнение (5) и граничное условие на поверхности пузырька позволяет составить систему уравнений Гудмена пу-

зырькового потока для вычисления коэффициентов интерполяции, включая и основную искомую величину  $T_{1a}$ . При подстановке (10) в (5) система УГПП формируется путем приравнивания нулю суммы всех коэффициентных функций при соответствующих степенях  $\cos(\theta)$ , включая и нулевую. Приводим окончательный результат. Равенство нулю суммы коэффициентных функций при нулевой степени  $\cos(\theta)$  в уравнении (5) имеет вид:

$$V_2 \cdot \frac{d}{dz} \left[ \frac{a^3}{60 \cdot \eta^3} \cdot \left( \frac{\Delta T_{1a} \cdot G_{0,1}}{(1+B)} + T_{1\xi} \cdot G_{0,2} \right) \right] - V_{21} \cdot \frac{a^2 \cdot \Delta T_{1a} \cdot G_{0,3}}{12 \cdot \eta^2} +$$

$$+ V_{21} \cdot \frac{a^2 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{0,4}}{12 \cdot \eta^2} - V_2 \cdot T_{1\xi} \cdot \xi^2 \cdot \frac{d\xi}{dz} +$$

$$+ V_2 \cdot T_{1\xi} \cdot a^2 \cdot b_2 = \frac{\chi_{1m} \cdot a \cdot [(3 + \beta \cdot \eta) \cdot \eta \cdot \Delta T_{1a} + T_{1\xi} \cdot G_{0,5}]}{3 \cdot (1 - \eta) \cdot \eta} + h_0 \cdot N_0, \quad (11)$$

где:

$$G_{0,1} = 3 \cdot (1 - \eta) \cdot \eta \cdot (5 \cdot B + 15 \cdot B \cdot \eta + 12 \cdot \eta + 3); \quad (12)$$

$$G_{0,2} = 2 \cdot [(g_0 + 10) \cdot \eta^2 + (3 \cdot g_0 + 10) \cdot \eta + 6 \cdot g_0 + 10] \cdot (1 - \eta); \quad (13)$$

$$G_{0,3} = 12 \cdot \pi \cdot \eta^2; \quad (14)$$

$$\beta = 3 \cdot (2 + B) / (1 + B); \quad (15)$$

$$G_{0,4} = g_1 \cdot (\eta^2 - 4 \cdot \eta + 3) + g_0 \cdot G_{0,3}; \quad (16)$$

$$G_{0,5} = 2 \cdot (g_2 \cdot \eta^2 - 2 \cdot g_2 \cdot \eta + 3 \cdot g_0 + g_2). \quad (17)$$

ИМ позволяет решать УНТ с учётом зависимости коэффициентов этого уравнения от температуры [2]. Но в рассматриваемой задаче в температурном интервале от 313 °К до 383 °К температуропроводность воды изменяется менее, чем на 10 %. Поэтому в (11) и других подобных уравнениях мы используем для температуропроводности воды среднее в указанном температурном интервале значение  $\chi_{1m}$ , равное  $1,635 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2/\text{с}$ .

В (11) есть производная  $d\xi(z)$ . Для её расчёта необходимо предложить отдельное уравнение, которое обозначим  $b_3$ . Это уравнение составляем следующим образом. По определению объёмная концентрация паровой фазы определяется выражением [7]:

$$\varphi(z) = (4/3) \cdot \pi \cdot a^3(z) \cdot n(z), \quad (18)$$

где  $n(z)$  – объёмная концентрация пузырьков, которая определяется кинетикой процесса зародышеобразования. Принимаем, что когда  $\varphi(z)$  достигает значения  $\varphi_{bd} = \pi / (3 \cdot \sqrt{2})$ , равного плотности наибольшей упаковки пространства сферами, пузырьковый поток сменяется ка-

пельнопаровым. В этой точке течения радиус пузырька достигает значения  $\xi$ . Поэтому для внешнего радиуса сферической ячейки берём выражение:

$$\xi(z) = \sqrt[3]{3 \cdot \varphi_{bd} / 4 \cdot \pi \cdot n(z)} . \quad (19)$$

Важно понимать, что изменение  $\xi$  определяется исключительно изменением  $n$ , рост радиуса пузырька на изменение  $\xi$  не влияет. Если продифференцировать (19) и не рассматривать процессы дробления и коагуляции пузырьков, то получаем искомое уравнение:

$$\frac{d\xi(z)}{dz} = b_3 = \frac{1}{3 \cdot (4 \cdot \sqrt{2})^{1/3}} \cdot \left( \frac{1}{V_2} \cdot \frac{dV_2}{dz} - \frac{1}{S(z)} \cdot \frac{dS(z)}{dz} \right) . \quad (20)$$

где  $S(z)$  – площадь поперечного сечения сопла в функции от продольной координаты вдоль оси сопла.

Максимальный радиус пузырька в точке инверсии потока оцениваем по соотношению (19). При этом  $n(z)$  принимаем от  $10^{11} \text{ м}^{-3}$  до  $10^{13} \text{ м}^{-3}$  в соответствии с данными [5]. Поэтому при концентрации микропузырьков  $10^{12} \text{ м}^{-3}$  их размер в точке завершения пузырькового течения будет порядка 56 мкм. Но по капитальным исследованиям В.Г. Левича [6; стр. 429, 432, 444] мелкие пузырьки с радиусом менее 100 мкм сохраняют сферическую форму в своём относительном движении.

Значение коэффициента – функции  $B(z)$  определяем из граничного условия к (5) при  $r = a$ :

$$\lambda_1(T_{1a}) \cdot \frac{\Delta T_{1a} \cdot (B \cdot (1 + \eta) + 2 \cdot \eta + 1)}{a \cdot (1 + B) \cdot (\eta - 1)} = Q_{12} = q_{h12} + j_{12} \cdot l(T_{1a}) , \quad (21)$$

где коэффициент теплопроводности воды  $\lambda_1$  (Вт/(м·°К)) по данным [8] в зависимости от температуры интерполируется нашим соотношением в пределах от 313 °К до 383 °К :

$$\lambda_1(T_{1a}) = 7,17 \cdot 10^{-3} \cdot T_{1a} - 9,286 \cdot 10^{-6} \cdot T_{1a}^2 - 0,698 , \quad (22)$$

теплота фазового перехода  $l(T_{1a})$  [8] «вода-пар» в том же диапазоне температур интерполируется нашим соотношением:

$$l(T_{1a}) = 2905,1 - 0,844 \cdot T_{1a} - 0,00239 \cdot T_{1a}^2 , \quad (23)$$

а плотность теплового  $q_{h12}$  (Вт/м<sup>2</sup>) и массового  $j_{12}$  (кг/с·м<sup>2</sup>) потоков уже в паровой фазе определяются соотношениями на основе молекулярно-кинетической теории [3].

Производная  $dg_1/dz$  определяется из равенства нулю в уравнении (5) суммы коэффициентных функций при  $\cos(\theta)$  и это даёт следующее уравнение:

$$V_2 \cdot \frac{d}{dz} \left[ \frac{a^3}{30 \cdot \eta^3} \cdot (g_1 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{1,2}) \right] - \frac{V_{21} \cdot a^2 \cdot \Delta T_{1a} \cdot G_{1,3}}{6 \cdot \eta^2 \cdot (1-\eta)^3 \cdot (1+B)} +$$

$$+ V_{21} \cdot \frac{a^2 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{1,4}}{6 \cdot \eta^2} = \frac{\chi_{1m} \cdot a \cdot g_1 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{1,5}}{3 \cdot (1-\eta) \cdot \eta} + h_1 \cdot N_1, \quad (24)$$

где

$$G_{1,2} = (\eta^2 + 3 \cdot \eta + 6) \cdot (1-\eta); \quad (25)$$

$$G_{1,3} = (1+B) \cdot \eta^4 - (3+B) \cdot \eta^3 + 3 \cdot B \cdot \eta^2 - (1+7 \cdot B) \cdot \eta +$$

$$+ 6 \cdot \eta \cdot \ln(\eta) \cdot (B - B \cdot \eta + 1) + (3+4 \cdot B); \quad (26)$$

$$G_{1,4} = (g_2 - g_0 + 6 \cdot \varpi \cdot g_1) \cdot \eta^2 - 2 \cdot (g_0 + 2 \cdot g_2) \cdot \eta + 3 \cdot (g_0 + g_2); \quad (27)$$

$$G_{1,5} = 2 \cdot (2 \cdot \eta - \eta^2 + 2). \quad (28)$$

Равенство нулю суммы коэффициентных функций при  $\cos^2(\theta)$  в (5) даёт уравнение для  $dg_2/dz$ :

$$V_2 \cdot \frac{d}{dz} \left[ \frac{a^3}{30 \cdot \eta^3} \cdot (g_2 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{1,2}) \right] + V_{21} \cdot \frac{a^2 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{2,4}}{4 \cdot \eta^2} =$$

$$= \frac{\chi_{1m} \cdot a \cdot g_2 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{2,5}}{(1-\eta)} + h_2 \cdot N_2, \quad (29)$$

где

$$G_{2,4} = g_1 \cdot (1-\eta^2) + 4 \cdot \varpi \cdot g_2 \cdot \eta^2; \quad (30)$$

$$G_{2,5} = 2 \cdot (2-\eta). \quad (31)$$

ИФ (10) при подстановке в (5) за счёт конвективных членов даёт слагаемые пропорциональные  $\cos(\theta)^3$ . Эти слагаемые можно рассматривать в виде дополнительной тепловой мощности. Чтобы сбалансировать УНТ и по членам, пропорциональным  $\cos(\theta)^3$ , мы принимаем, что в аналитическое описание температурного поля в ячейке к правой части (10) необходимо добавить член пропорциональный  $\cos(\theta)^3$ :

$$T_{1c}(r, \theta) = T_{in,1c}(r, \theta) + T_{pt,1c}(r, \theta), \quad (32)$$

где

$$T_{pt,1c} = T_{1\xi} \cdot g_3 \cdot \left( \frac{r-a}{\xi-a} \right)^2 \cdot \cos(\theta)^3. \quad (33)$$

После изложенной аргументации определяем производную  $dg_3/dz$  по уравнению:

$$\left( \frac{1}{T_{1\xi}} \right) \cdot \frac{d}{dz} \left( \frac{a^3 \cdot g_3 \cdot T_{1\xi} \cdot G_{1,2}}{60 \cdot \eta^3} \right) + V_{21} \cdot \frac{a^2 \cdot g_2 \cdot G_{3,4}}{3 \cdot \eta \cdot V_2} = \frac{\chi_{1m} \cdot a \cdot g_3 \cdot G_{3,5}}{(1-\eta) \cdot \eta \cdot V_2}, \quad (34)$$

где

$$G_{3,4} = (1 - \eta) ; \quad (35)$$

$$G_{3,5} = 2 \cdot (4 \cdot \eta - 2 \cdot \eta^2 - 1) . \quad (36)$$

Соотношение между  $T_{1\xi}(z)$ , средней температурой несущей фазы  $\langle T_1(z) \rangle$  и температурой воды  $T_{1a}(z)$  на границе с пузырьком в ПП находим на основе усреднения температурного поля (32) в ячейке:

$$\langle T_1 \rangle = (v_{\text{cell}})^{-1} \cdot \int_a^{(a/\eta)} \int_0^{2\pi} \int_0^\pi (T_{1c}(r, \theta) \cdot r^2 \cdot \sin(\theta)) \cdot d\theta \cdot d\varphi \cdot dr , \quad (37)$$

где

$$v_{\text{cell}} = (4/3) \cdot \pi \cdot ((a/\eta)^3 - a^3) , \quad (38)$$

объём сферического слоя воды в ячейке.

Подобное усреднение применялось [3, 8] к полю давления в ячейке двухфазной среды для вывода уравнения Рэлея. В нашем случае усреднение проводится и по углам сферической системы координат. Усреднение (37) позволяет выразить  $T_{1\xi}(z)$  через среднюю температуру несущей фазы  $\langle T_1(z) \rangle$  и температуру воды  $T_{1a}(z)$  на границе с пузырьком:

$$T_{1\xi} = (20 \cdot U_1 \cdot (1 + B) \cdot \langle T_1 \rangle - \eta \cdot G_{0,1} \cdot T_{1a}) \cdot (G_{1,\xi})^{-1} , \quad (39)$$

где

$$U_1 = (1 + \eta + \eta^2) ; \quad (40)$$

$$G_{1,\xi} = 3 \cdot (5 \cdot B + 4) \cdot \eta^4 - (10 \cdot B + 9) \cdot \eta^3 + (B + 1) \cdot [4 \cdot g_2 + 12 \cdot g_0 + 20 + (2/3) \cdot g_2 + 2 \cdot g_0 + 2 \cdot (B + 1)^{-1} + 15] \cdot \eta^2 + (2 \cdot g_2 + 6 \cdot g_0 + 20) \cdot \eta . \quad (41)$$

Для нахождения коэффициентной функции  $g_0(z)$  используем граничное условие на внешней границе ячейки при  $r = \xi$ :

$$(3 \cdot g_0 + g_2) = \langle q_\xi \rangle = \frac{(V_{21})^2 \cdot \mu \cdot \eta \cdot G_{3,4}}{8 \cdot \lambda_1(T_{1\xi}) \cdot T_{1\xi}} \cdot (3 \cdot \eta + 2 + 48 \cdot \omega^2 \cdot \eta^3) . \quad (42)$$

Уравнение (42) получено следующим образом. Его левая часть – усреднённая по площади внешней поверхности сферической ячейки плотность теплового потока при  $r = \xi$  во внешний массив воды. Эта усреднённая плотность теплового потока определена по градиенту интерполяции (32) при  $r = \xi$ :

$$\langle q_\xi \rangle = \frac{\lambda_1(T_{1\xi}) \cdot \eta^2}{4 \cdot \pi \cdot a^2} \cdot \int_0^{2\pi} \left( \int_0^\pi \left( \left. \frac{dT_{1c}(r, \theta)}{dr} \right|_\xi \cdot (\xi)^2 \cdot \sin(\theta) \right) \cdot d\theta \right) \cdot d\varphi . \quad (43)$$

Правая часть (42) – та же усреднённая плотность теплового потока, которая вычислена путём усреднения по (43) плотности мощности

вязкой диссипации, создаваемой полем скоростей (2) – (4) микродвижений внутри ячейки двухфазной среды.

Таким образом система УГПП состоит из дифференциальных уравнений (11), (24), (29), (34), алгебраических уравнений (20), (38), (42) и соотношений для функций  $G_{ij}(\eta)$  и позволяет вычислять температуру воды  $T_{1a}$  на границе с пузырьком и плотность теплового потока в пузырьке. В эти уравнения входит средняя температура  $\langle T_1(z) \rangle$  несущей фазы (воды). Эту функцию определяем по уравнению теплового баланса для несущей фазы пузырькового потока:

$$\frac{d\langle T_{1a} \rangle}{dz} = \frac{1}{C_{1,p}} \cdot \left( \frac{1}{\rho_1 \cdot (1-\varphi)} \cdot \frac{d\langle p_1 \rangle}{dz} + \frac{\tau \cdot (V_1)^2 \cdot \sqrt{\pi}}{4 \cdot \sqrt{S(z)}} \right) - \frac{\chi_1(T_{1a}) \cdot 3 \cdot \varphi \cdot (Q_{12} - \eta^{-2} \cdot \langle q_\xi \rangle)}{V_1 \cdot a}, \quad (44)$$

где  $\langle p_1 \rangle$  – среднее давление несущей фазы в ПП,  $\tau$  – коэффициент гидравлического трения пузырькового потока, который определяется в соответствии с [9–11]:

$$\tau = (1-\varphi)^{-1,75} \cdot (3,48 + 4 \cdot \lg(\sqrt{S(z)} / \delta \cdot \sqrt{\pi}))^{-1}, \quad (45)$$

где  $\delta$  – средняя высота шероховатости поверхности сопла.

Для определения функций  $\langle p_1(z) \rangle$ ,  $V_1(z)$ ,  $V_2(z)$ ,  $\xi(z)$ , входящих в УГПП, необходимо привлекать уравнения гидродинамики двухфазного потока. Эти уравнения учитывают влияние формы  $S(z)$  сопла на характеристики потока в нём, т.е. на значения  $\langle p_1(z) \rangle$ ,  $V_1(z)$ ,  $V_2(z)$ ,  $\xi(z)$ . Таким образом будет учитываться влияние формы канала на результаты решения системы УГПП.

Представленные материалы позволяют сделать следующие **выводы и определить направление дальнейшего исследования:**

1. Предложена интерполяционная функция (10) для температурного поля в слое воды около пузырька в пределах ячейки пузырькового потока, которая корректно учитывает граничные условия по теплообмену и относительное движение фаз в рамках решения Адамара – Рыбчинского. На основе этой интерполяции получена система уравнений Гудмена в пузырьковом потоке (УГПП) для расчёта температуры воды на поверхности пузырька без ограничения  $a \ll (\xi - a)$ .

2. В дальнейшем необходимо установить степень отклонения, которая характеризуется коэффициентами – функциями  $g_i(z)$ , от сферической симметрии температурного поля в ячейке пузырькового потока в сопле гидропаровой турбины.

### Список литературы

1. Булат А. Ф. Научно-технические основы создания шахтных когенерационных энергетических комплексов / А. Ф. Булат, И. Ф. Чемерис. – К. : Наук. думка, 2006. – 176 с.
2. Гудмен Т. Применение интегральных методов в нелинейных задачах нестационарного теплообмена / Т. Гудмен // Проблемы теплообмена : сб. статей / под ред. к.т.н. П. Л. Кириллова. – М. : Атомиздат, 1967. – Вып. 1. – С. 41 – 96.
3. Долинский А. А. Тепломассообмен и гидродинамика в парожидкостных дисперсных средах. Теплофизические основы дискретно-импульсного ввода энергии / А. А. Долинский, Г. К. Иваницкий. – Киев : Наук. думка, 2008. – 382 с.
4. Ландау Л. Д. Курс теоретической физики. Т. 1. Гидродинамика / Л. Д. Ландау, Е. М. Лифшиц. – 3-е изд. перераб. – М. : Наука, 1986. – 736 с.
5. Нигматулин Р. И. Динамика многофазных сред. Ч. I / Р. И. Нигматулин. – М. : Наука, 1987. – 464 с.
6. Левич В. Г. Физико-химическая гидродинамика / В. Г. Левич. – 2-е изд., дополн. и перераб. – М. : ГИФМЛ, 1959. – 700 с.
7. Накоряков В. Е. Распространение волн в газо- и парожидкостных средах / В. Е. Накоряков, Б. Г. Покусаев, И. Р. Шрейбер. – Новосибирск Институт теплофизики, 1983. – 238 с.
8. Ривкин С. Л. Теплофизические свойства воды и водяного пара / С. Л. Ривкин, А. А. Александров. – М. : Энергия, 1980. – 424 с.
9. Кутателадзе С. С. Экспериментальное исследование пристенных турбулентных течений / С. С. Кутателадзе, Миронов Б. П., Накоряков В. Е., Хабахпашева Е. М. – Новосибирск : Наука, 1975. – 166 с.
10. Нигматулин Б. И. Критическое стационарное истечение вскипающей воды через трубы и сопла / Б. И. Нигматулин, К. И. Сопленков, В. Н. Блинков // ТВТ. – 1987. – Т. 25, № 4. – С. 726–735.
11. Нигматулин Р. И. Динамика многофазных сред. Ч. II / Р. И. Нигматулин. – М. : Наука, 1987. – 360 с.

*Рукопись поступила 04.11.2012 г.*

УДК 532.685:536.24

*Лукиша А.П.* – к.т.н., с.н.с., Институт геотехнической механики НАН Украины

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРА НАСЫЩЕННОСТИ И ФУНКЦИЙ ОТНОСИТЕЛЬНЫХ ФАЗОВЫХ ПРОНИЦАЕМОСТЕЙ ПРИ ДВИЖЕНИИ ДВУХФАЗНОГО ПАРОЖИДКОСТНОГО ПОТОКА В ПОРИСТЫХ КАНАЛАХ**

*На основе объединения и анализа двух известных существующих методик расчёта гидравлического сопротивления при движении двухфазных парожидкостных потоков в пористых средах (методики Маскета-Леверетта и Локкарта-Мартинелли), которые адаптированы к пористым высокотеплопроводным материалам В.А. Майоровым, Ю.А. Зейгарником, И.В. Калмыковым, получены расчётные данные для функций относительных фазовых проницаемостей и параметра насыщения пористого материала жидкой фазой. Показан более сложный и многопараметрический характер зависимости указанных величин от основных режимно-конструктивных параметров пористых теплообменных элементов, чем это считалось ранее. На основе расчётных данных получены интерполяционные зависимости для определения параметров насыщения пористых образцов и степенного коэффициента в функциях относительных фазовых проницаемостей.*

*Ключевые слова: гидродинамика; двухфазные парожидкостные потоки; пористые материалы; модель относительной фазовой проницаемости.*

### **Введение**

Важной задачей развития науки, техники и промышленности в современных условиях, как в Украине, так и во всем мире является внедрение энергосберегающих технологий. Одним из направлений данного вида деятельности является разработка и внедрение пористых теплообменных элементов (ПТЭ), позволяющих значительно уменьшить массогабаритные характеристики энергетического оборудования и существенно повысить к.п.д. их работы. При этом ПТЭ могут изготавливаться из металлопорошка, металловолокна, высокопористых ячеистых материалов или сетчатых материалов на основе медных, бронзовых или других высокотеплопроводных волокон или частиц. ПТЭ могут работать в энергетических машинах как с однофазным, так и с двухфазным (при испарении и конденсации) режимами движения теплоносителя. Кроме того, ПТЭ позволяют значительно увеличить рабочий диапазон

температур энергетических машин и воспринимать тепловые нагрузки до  $10^8$  Вт/м<sup>2</sup>.

### Постановка задачи

Надежный расчет теплогидравлических характеристик энергетических машин с ПТЭ при работе в режимах с фазовыми переходами испарения и конденсации затруднен ввиду отсутствия надежных, приемлемых зависимостей, необходимых для этих целей, что обусловлено, в частности, недостаточной изученностью вопроса гидродинамики движения двухфазного испаряющегося или конденсирующегося потока в пористых высокотеплопроводных материалах.

Исторически, в процессе изучения вопроса гидродинамики движения многофазных смесей в разнообразных пористых средах, были разработаны две расчетные методики или модели. Первая – это методика Маскета-Леверетта [1], [2] вторая – методика Локкарта-Мартинелли [3]. Применить первую методику к расчету гидродинамического сопротивления испаряющегося двухфазного парожидкостного потока в пористых высокотеплопроводных материалах попытался Майоров В.А. [4]. Применить вторую методику к этому же вопросу попытались Ю.А. Зейгарник и И.В. Калмыков [5].

В работе [4], опираясь на методику Маскета-Леверетта, в большей мере рассмотрена физическая картина процесса без проведения экспериментальных исследований. Причем, в работе было отмечено, что результаты, полученные для фильтрации газожидкостных смесей в грунтах нельзя в точности перенести на вопросы гидродинамики движения испаряющихся потоков в пористых высокотеплопроводных материалах. Это обусловлено тем, что при движении испаряющихся потоков в пористых высокотеплопроводных материалах отсутствуют предельные значения насыщенности каждой фазой, ниже которых фазы теряют подвижность. В работе [4] была получена теоретическая зависимость для расчёта насыщенности пористого материала жидкой фазой  $s$  при движении испаряющегося парожидкостного потока и, соответственно, была получена зависимость для расчёта величины  $\phi = 1 - s$ , называемой истинным объёмным паросодержанием. Данные величины играют ключевую роль в понимании гидродинамических процессов в ходе фазовых переходов испарения, конденсации в высокотеплопроводных пористых материалах и при расчёте перепада давления в пористом образце в этом случае. Однако, к сожалению, полученные зависимости требовали экспериментального уточнения некоторых коэффициентов.

В работе [5], опираясь на методику Локкарта-Мартинелли [3] и на работу [6], выведена формула расчета гидравлического сопротивления при адиабатическом движении двухфазных парожидкостных

потоков в пористых высокотеплопроводных материалах при постоянном массовом расходе паросодержания потока  $x$ . При этом вопросу физической картины процесса было уделено значительно меньше внимания. Попытаемся объединить упомянутые выше расчетные модели движения испаряющихся потоков в пористых высокотеплопроводных материалах с целью получить численные значения физических величин в модели Маскета-Леверетта [1], [2], [4] из экспериментальных данных, полученных путем обработки по методике Локкарта-Мартинелли [3] и данных работы [6].

Согласно данным методики [4], система уравнений для расчета гидравлического сопротивления при движении двухфазного испаряющегося потока в пористых материалах выглядит следующим образом:

$$G = \text{const};$$

$$-\frac{dP_1}{dZ} = \frac{\alpha \mu' \nu' G (1-x)}{f_1}; \quad (1)$$

$$-\frac{dP_2}{dZ} = \frac{\alpha \mu'' \nu'' G \cdot x}{f_2}; \quad (2)$$

$$P_2 - P_1 = \Delta P; \quad (3)$$

$$\varphi + s = 1, \quad (4)$$

где  $G$  – удельный массовый расход, кг/м<sup>2</sup> с;  $\alpha$  – вязкостный коэффициент сопротивления, 1/м<sup>2</sup>;  $\nu'$ ,  $\mu'$  – удельный объем и динамическая вязкость жидкости на линии насыщения;  $\nu''$ ,  $\mu''$  – удельный объем и дина-

мическая вязкость пара на линии насыщения;  $x = \frac{\dot{m}_p}{\dot{m}_p + \dot{m}_e}$  – расходное

массовое паросодержание потока;  $P_1$  и  $P_2$  – давление жидкости и пара в окрестности границы раздела фаз;  $\Delta P$  – капиллярное давление;  $\varphi$  и  $s$  – насыщенности пористого материала паровой и жидкостной фазами (объемное содержание фаз);  $f_1$  и  $f_2$  – эмпирические функции, называемые относительными фазовыми проницаемостями, которые, согласно данной методике, зависят в основном от насыщенности жидкой фазой.

Относительные фазовые проницаемости учитывают [2], [4] увеличение гидравлического сопротивления из-за присутствия другой фазы в пористой матрице, т.е. принимается, что для каждой фазы справедлив закон Дарси, как для однофазного потока, но с уменьшением проницаемости пористой структуры вследствие наличия другой фазы [7].

Для относительных фазовых проницаемостей в процессе движения двухфазного парожидкостного потока в пористом материале выполняются следующие условия:

$$x = 0 (\varphi = 0, s = 1), f_1 = 1, f_2 = 0;$$

$$x = 1 \quad (\varphi = 1, \quad s = 0), \quad f_1 = 0, \quad f_2 = 1.$$

При этом предлагается однопараметрическая зависимость относительных фазовых проницаемостей от насыщенности жидкой фазой в виде степенных функций

$$f_1(s) = s^n; \tag{5}$$

$$f_2(s) = (1-s)^n, \tag{6}$$

где  $n$  – показатель степени, точные численные значения которого не были установлены.

Принимая условие  $P_2 - P_1 = \Delta P = 0$ , т.е. пренебрегая капиллярным давлением на границе раздела фаз, в [4] выведена зависимость насыщенности  $s$  пористого материала жидкой фазой от расходного массового паросодержания  $x$ :

$$s = \frac{(1-x)^{1/n}}{(1-x)^{1/n} + \left(\frac{v''}{v'}x\right)^{1/n}}. \tag{7}$$

Согласно методике Локкарта-Мартинелли [3], примененной Зейгарником Ю.А. и Калмыковым И.В. к движению двухфазных паро-жидкостных адиабатических потоков в пористых средах [5], [8], расчет сопротивления трения адиабатической двухфазной смеси в пористых каналах (трубах), проводится по формулам:

$$\left(\frac{\Delta P}{\ell}\right)_{\text{дв}} = (\Delta P / \ell)_L \cdot \Phi_L^2, \tag{8}$$

$$\left(\frac{\Delta P}{\ell}\right)_{\text{дв}} = (\Delta P / \ell)_G \cdot \Phi_G^2, \tag{9}$$

где  $(\Delta P / \ell)_L$  и  $(\Delta P / \ell)_G$  – перепады давления при течении через пористую структуру только жидкой фазы в количестве, содержащемся в смеси, либо только паровой. Эти величины рассчитываются по уравнению Дарси, в котором в качестве массовых скоростей фильтрации  $\rho w = G$  используются соответствующие массовые скорости фильтрации каждой из фаз. Согласно [3] параметры  $\Phi_L$  и  $\Phi_G$  являются функцией параметра Мартинелли  $X = \sqrt{(\Delta P / \ell)_L / (\Delta P / \ell)_G}$ . Для параметра  $X^2$  можно записать следующее выражение [5]:

$$X^2 = \left(\frac{1-x}{x}\right) \left(\frac{\mu'}{\mu''}\right) \left(\frac{\rho''}{\rho'}\right) \frac{1 + (\beta/\alpha)[G(1-x)]/\mu'}{1 + (\beta/\alpha)[G \cdot x]/\mu''} = \left(\frac{1-x}{x}\right) \left(\frac{\mu'}{\mu''}\right) \left(\frac{\rho''}{\rho'}\right) \frac{1 + \text{Re}'}{1 + \text{Re}''}. \tag{10}$$

Связь параметра  $X$  с  $\Phi_L$  и  $\Phi_G$  можно выразить аналитически [6]:

$$\Phi_L^2 = 1 + C/X + 1/X^2; \tag{11}$$

$$\Phi_G^2 = 1 + CX + X^2. \tag{12}$$

Зайгарником Ю.А. и Калмыковым И.В. [5], в результате обработки опытных данных, было получено, что коэффициент  $C$  является

функцией массовой скорости фильтрации  $(\rho w)_0 = G$ , физических свойств ( $\rho'$  и  $\mu'$ ) теплоносителя и гидравлических характеристик пористой структуры (коэффициенты  $\alpha$  и  $\beta$ ):

$$C = 4,0 \left( \frac{\beta/\alpha}{G} \cdot \frac{\rho'}{\mu'} \right)^{0,4}. \quad (13)$$

Если взглянуть на характер уравнений (1), (2) и (8), (9), описывающих гидравлическое сопротивление двухфазных парожидкостных потоков в пористых материалах, согласно методикам Маскета-Леверетта и Локкарта-Мартинелли соответственно, то можно заметить их сходство. Различие уравнений заключается в записи поправочных коэффициентов  $f_1$ ,  $f_2$  и  $\Phi_L^2$ ,  $\Phi_G^2$ .

Нетрудно заметить, что коэффициент  $\Phi_L^2 = 1/f_1$ , а  $\Phi_G^2 = 1/f_2$ . Однако коэффициенты  $\Phi_L^2$  и  $\Phi_G^2$  распространяются на обе части уравнения Дарси – вязкостную и инерционную (а расчетные зависимости для их определения получены на основе опытных экспериментальных данных). Зависимости для расчета коэффициентов  $f_1$  и  $f_2$  (относительных фазовых проницаемостей), исходя из практики движения газожидкостных смесей в грунтах, были получены для вязкостной области движения двухфазной смеси. Априори было высказано также предположение, что зависимости для определения величин  $f_1$  и  $f_2$  верны, по крайней мере, в начале зоны перехода от вязкостного к инерционному режиму движения двухфазной смеси в пористой среде. Поскольку зависимости (1), (2) и (8), (9) описывают одну и ту же величину – гидравлическое сопротивление двухфазного парожидкостного потока в пористых материалах и, кроме того, зависимости для расчета параметров  $\Phi_L^2$  и  $\Phi_G^2$  получены экспериментально, предположим, что зависимости для расчета относительных фазовых проницаемостей  $f_1$  и  $f_2$  справедливы во всем вязкостно-инерционном режиме движения двухфазного потока. Уточним на этой основе численные значения величин и коэффициентов, необходимых для расчета функций относительных фазовых проницаемостей. Это позволит более четко и ясно представить физическую картину процесса движения двухфазного испаряющегося потока в пористом материале и создать уточненную методику расчета гидравлического сопротивления при движении двухфазного испаряющегося потока в пористых материалах.

### Решение задачи

Запишем систему уравнений для расчета коэффициентов  $\Phi_L^2$ ,  $\Phi_G^2$  и  $f_1, f_2$  исходя из того, что согласно (1), (2) и (8), (9)  $\Phi_L^2 = 1/f_1$ ,  $\Phi_G^2 = 1/f_2$ :

$$\frac{1}{s^n} = 1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}; \quad (14)$$

$$\frac{1}{(1-s)^n} = 1 + CX + X^2. \quad (15)$$

Как видно, (14), (15) являются системой двух нелинейных алгебраических уравнений, относительно двух неизвестных (параметров) – насыщенности  $s$  и показателя степени  $n$ .

Прологарифмируем выражение (14):

$$-n \ln s = \ln\left(1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}\right), \quad (16)$$

откуда

$$n = -\frac{\ln\left(1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}\right)}{\ln s}. \quad (17)$$

Подставляя (17) в (15), получаем:

$$(1-s)^{\frac{\ln\left(1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}\right)}{\ln s}} = 1 + CX + X^2 \quad (18)$$

Уравнение (18) является нелинейным алгебраическим уравнением относительно величины насыщенности пористого канала жидкой фазой  $s$ . Оно может быть решено численно, каким-либо методом, например, методом половинного деления. После нахождения величины  $s$  из (18) и подстановки её в уравнение (17), находим численное значение показателя степени  $n$ , соответствующее данному значению насыщенности и набору параметров  $X^2$  и  $C$ .

Как видно из системы уравнений (14), (15), с учетом выражений (10) для параметра  $X^2$  и (13) для величины  $C$ , насыщенность пористого материала  $s$  и показатель степени  $n$  в уравнениях (5), (6), а следовательно, и функции относительных фазовых проницаемостей  $f_1$  и  $f_2$  являются функциями целого ряда конструктивно-режимных параметров системы пористого теплообменного элемента:

1. Массового расходного паросодержания двухфазного потока  $x$ ;
2. Характеристики пористого образца (вязкостный  $\alpha$  и инерционный  $\beta$  коэффициенты сопротивления пористого материала);
3. Скорости движения жидкостной и паровой фаз через пористый образец  $G(1-x)$  и  $G \cdot x$  или числа Рейнольдса жидкостной и паровой фаз в пористом образце  $Re' = \frac{(\beta/\alpha) G(1-x)}{\mu'}$ ;  $Re'' = \frac{(\beta/\alpha) G \cdot x}{\mu''}$ ;
4. Теплофизических свойств жидкости и пара на линии насыщения (динамическая вязкость и плотность жидкости и пара на линии насыщения  $\mu'$ ,  $\mu''$ ,  $\rho'$ ,  $\rho''$ ).

То есть в общем случае можно написать, что  $f_1, f_2, s, n = f(x, \theta, Re, P_s)$ , где  $x, \theta, Re, P_s$  – массовое расходное паросодержание потока, пористость, число Рейнольдса однофазного жидкостного потока на входе в канал, давление насыщения потока.

Поскольку указанные расчетно-конструктивные параметры можно объединить в два безразмерных комплекса  $X^2$  и  $C$  [5], то задача определения зависимости величин насыщенности канала  $s$  и показатели степени  $n$  в зависимости  $f_1, f_2 = f(s)$ , а также нахождение уточнённой зависимости  $s=f(x, n)$  несколько упрощается.

Прежде чем перейти непосредственно к решению системы уравнений (17), (18) остановимся на возможном диапазоне изменения безразмерных комплексов  $C$  и  $X^2$  этой системы уравнений. Зададимся диапазоном изменения давления насыщения в системе в пределах  $1 \cdot 10^5 - 50 \cdot 10^5 \text{ Н/м}^2$  (1 – 50 атм). Диапазон изменения числа Рейнольдса  $Re = \frac{G(\beta/\alpha)}{\mu'}$  примем, равным  $10^{-3} - 10^3$ , что перекрывает вязкостный

и инерционный режимы движения охладителя в пористых материалах. В качестве рабочей среды возьмём воду и этиловый спирт, а так же фреон 12 и аммиак. Для определения диапазона изменения комплекса  $\beta/\alpha$  зададим изменение пористости материала в пределах  $\theta = 0,3 \div 0,9$ . В качестве пористого материала рассмотрим металловолок и металлопорошок. Диаметр волокон и диаметр частиц металлопорошка примем равным  $d_v = d_c = 200 \text{ мкм} = 2 \cdot 10^{-4} \text{ м}$ . Для металловолокнистого пористого материала расчетные зависимости для вычисления параметров  $\alpha$  и  $\beta$  возьмем в [9]:

$$\alpha = 2,57 \cdot 10^8 \theta^{-3,91}; \quad \beta = 0,91 \cdot 10^3 \theta^{-5,33},$$

а для металлопорошка расчетные зависимости возьмем в [10]:

$$\alpha = 171(1-\theta)^2 d_c^{-2} \theta^{-3}; \quad \beta = 0,635(1-\theta) d_c^{-1} \theta^{-4,72}.$$

Для удобства определения диапазона изменения параметра  $C$ , запишем его, с учётом того, что для пористых материалов  $Re = \frac{G(\beta/\alpha)}{\mu'}$ ,

в следующем виде:

$$C = 4,0 \left( \frac{\beta/\alpha}{G} \frac{\rho'}{\mu'} \right)^{0,4} = 4,0 \left( \frac{(\beta/\alpha)^2}{Re \mu'} \frac{\rho'}{\mu'} \right)^{0,4} = 4,0 \left( \frac{(\beta/\alpha)^2}{Re} \frac{\rho'}{(\mu')^2} \right)^{0,4}. \quad (19)$$

Данные по теплофизическим свойствам веществ, для указанного выше диапазона изменения давления насыщения, возьмём в [11]. При этом получим, что для указанного диапазона изменения параметров интервал изменения комплекса  $C$  составит  $C \approx 10^{-2} - 10^4$ .

Поскольку в работах [3], [5], [6] диапазон варьирования величины  $X$  составлял  $X = 10^{-2} \div 10^2$ , возьмем этот же диапазон в качестве рабочего для величины  $X$  при решении системы уравнений (14), (15) или (17), (18).

Данные решения системы нелинейных алгебраических уравнений (14), (15) относительно величины насыщенности  $s$  и показателя степени  $n$  в зависимости  $f_1, f_2 = f(s)$ , при изменении безразмерных комплексов  $C$  и  $X$  в диапазонах  $10^{-2} - 10^4$  и  $10^{-2} - 10^2$ , соответственно, представлены в таблицах 1 и 2.

Таблица 1

Зависимость насыщенности пористого образца  $s$  от параметров  $X$  и  $C$

Значение параметра $X$	Значение параметра $C$						
	0,01	0,1	1	10	100	1000	10000
0,01	0	0,001	0,006	0,034	0,132	0,249	0,318
0,02	0,001	0,002	0,012	0,062	0,187	0,292	0,348
0,04	0,002	0,005	0,023	0,106	0,245	0,332	0,376
0,06	0,004	0,008	0,035	0,141	0,279	0,354	0,392
0,08	0,007	0,012	0,048	0,17	0,303	0,37	0,404
0,1	0,011	0,018	0,061	0,194	0,322	0,382	0,412
0,2	0,04	0,051	0,123	0,279	0,377	0,418	0,439
0,4	0,14	0,155	0,242	0,373	0,431	0,454	0,465
0,6	0,267	0,278	0,345	0,429	0,462	0,474	0,481
0,8	0,391	0,397	0,43	0,469	0,483	0,489	0,492
1	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
2	0,798	0,784	0,704	0,596	0,552	0,535	0,526
4	0,94	0,926	0,846	0,691	0,605	0,57	0,552
6	0,972	0,962	0,898	0,744	0,637	0,591	0,568
8	0,984	0,976	0,924	0,78	0,66	0,606	0,579
10	0,989	0,983	0,94	0,806	0,678	0,618	0,588
20	0,997	0,994	0,971	0,876	0,736	0,656	0,615
40	0,999	0,997	0,986	0,926	0,795	0,695	0,643
60	1	0,998	0,991	0,947	0,828	0,719	0,66
80	1	0,999	0,993	0,959	0,851	0,737	0,672
100	1	0,999	0,994	0,966	0,868	0,751	0,682

Таблица 2

Зависимость показателя степени  $n$  от параметров  $X$  и  $C$

Значение параметра $X$	Значение параметра $C$						
	0,01	0,1	1	10	100	1000	10000
0,01	1,208	1,329	1,794	2,756	4,892	7,999	11,71
0,02	1,129	1,255	1,764	2,871	5,318	8,472	12,076
0,04	1,032	1,211	1,726	3,018	5,724	8,863	12,374
0,06	1,015	1,162	1,699	3,112	5,94	9,053	12,516
0,08	1,015	1,139	1,689	3,181	6,079	9,17	12,605
0,1	1,018	1,144	1,679	3,235	6,177	9,252	12,667
0,2	1,013	1,1	1,639	3,395	6,429	9,456	12,821
0,4	1,008	1,082	1,606	3,519	6,594	9,585	12,92
0,6	1,009	1,073	1,591	3,564	6,648	9,629	12,952
0,8	1,008	1,071	1,586	3,581	6,668	9,644	12,963
1	1,007	1,07	1,585	3,585	6,672	9,647	12,966
2	1,008	1,076	1,597	3,547	6,628	9,613	12,94
4	1,01	1,095	1,627	3,44	6,492	9,506	12,86
6	1,013	1,112	1,649	3,355	6,372	9,41	12,786
8	1,015	1,126	1,665	3,289	6,267	9,327	12,723
10	1,017	1,139	1,677	3,235	6,177	9,253	12,668
20	1,027	1,184	1,714	3,068	5,846	8,97	12,455
40	1,042	1,234	1,746	2,917	5,452	8,607	12,179
60	1,054	1,264	1,762	2,839	5,205	8,355	11,986
80	1,064	1,285	1,772	2,789	5,028	8,159	11,835
100	1,073	1,302	1,78	2,753	4,892	7,999	11,71

Графическое представление зависимостей  $s = f(C, X)$  и  $n = f(C, X)$  приведено на рис. 1 и рис. 2 соответственно. Полученные зависимости  $s = f(C, X)$  и  $n = f(C, X)$  приближённо можно аппроксимировать следующими выражениями:

$$s = \frac{1}{1 + X^A} ; \quad (20)$$

$$A = \frac{1,835}{1 + \left(\frac{C}{2,1}\right)^{-0,64}} - 2 ; \quad (21)$$

$$n = B(\ln X)^2 + D ; \quad (22)$$

$$B = \left[(-0,05 \ln \frac{C}{5}) / \left(\frac{C}{12} + \frac{12}{C}\right)^{0,35}\right] - 0,02 ; \quad (23)$$

$$D = (10^3 (0,62 + 6,2 C)^{0,154} - 1,8) . \quad (24)$$

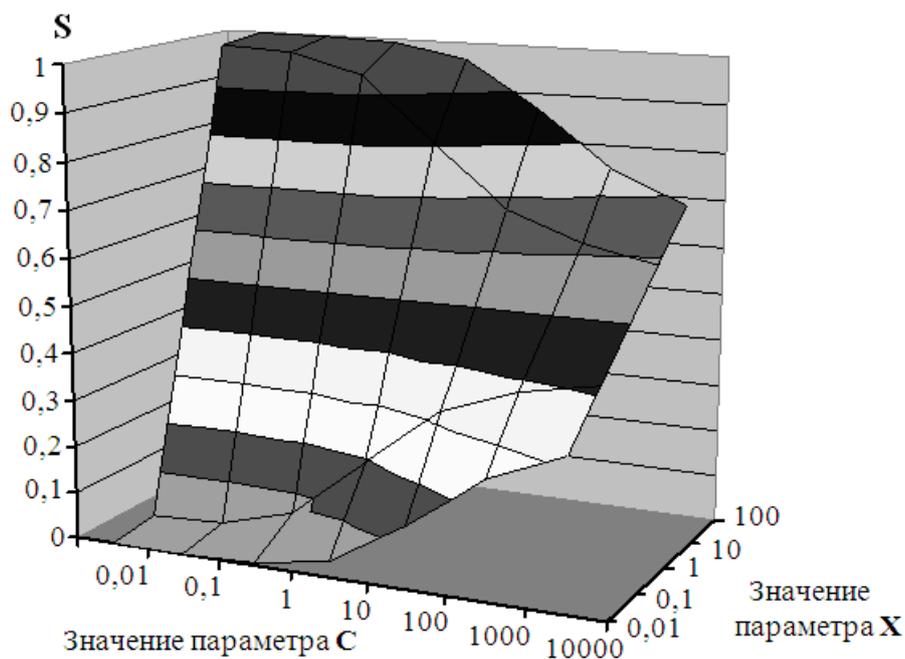


Рис. 1. Значения насыщенности  $s$ , рассчитанные из системы уравнений (14), (15)

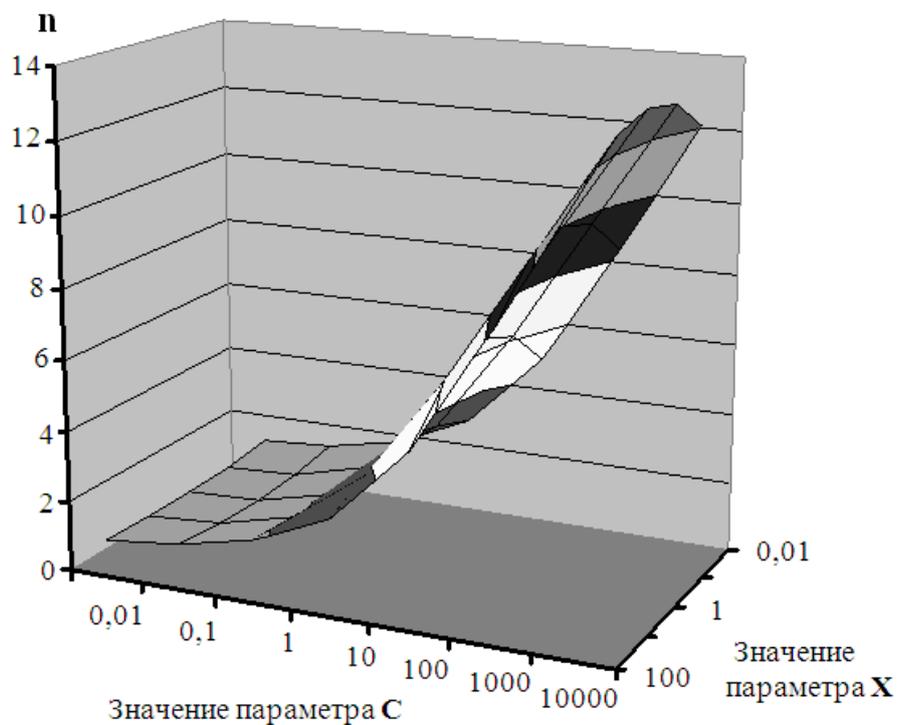


Рис. 2. Значения степенного коэффициента  $n$ , рассчитанные из системы уравнений (14), (15)

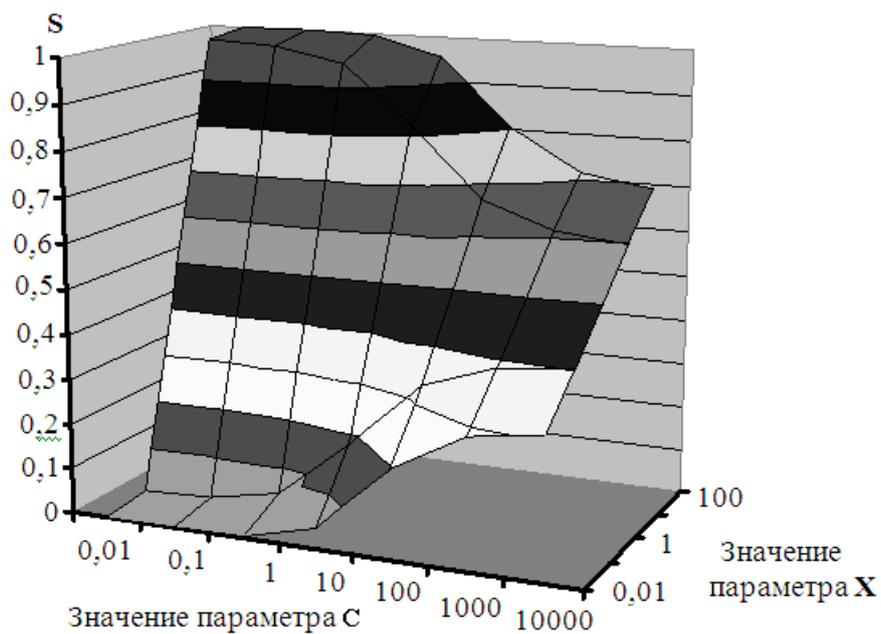


Рис. 3. Значения насыщенности  $S$ , рассчитанные из уравнений (20), (21)

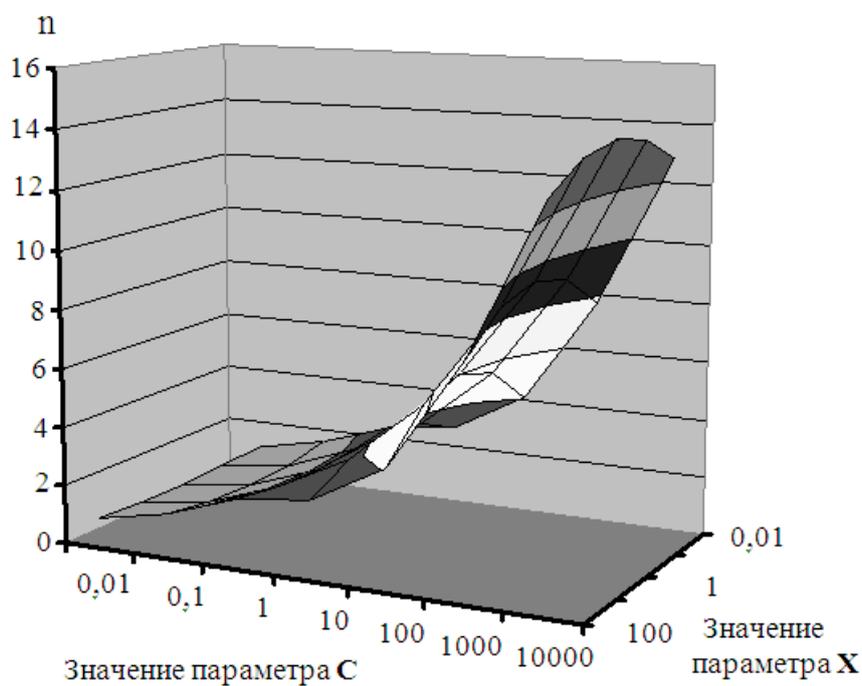


Рис. 4. Значения коэффициента  $n$ , рассчитанные из интерполяционных уравнений (22) – (24)

Рассчитанные согласно выражений (20), (21) и (22) – (24) графики зависимостей  $s = f(C, X)$  и  $n = f(C, X)$  показаны на рис. 3 и на рис. 4. Если сравнить их с данными рисунков 1 и 2, можно заметить приемлемую согласованность данных численного решения системы уравнений (14), (15) относительно величин  $s$  и  $n$  и расчёта этих же величин по аппроксимирующим уравнениям (20), (21) и (22) – (24).

### Выводы

1. Как показали данные расчетно-аналитических исследований, в модели относительной фазовой проницаемости, при движении двухфазных испаряющихся потоков в пористых материалах, зависимость функций относительных фазовых проницаемостей от основных режимно-конструктивных параметров имеет более сложный, многопараметрический вид по сравнению с тем, как это считалось ранее. Основными параметрами, от которых зависят функции относительных фазовых проницаемостей, являются:

- массовое расходное паросодержание двухфазного потока  $x$ ;
- характеристика пористого образца (вязкостный  $\alpha$  и инерционный  $\beta$  коэффициенты сопротивления пористого материала);
- скорости движения жидкостной и паровой фаз через пористый образец  $G(1-x)$  и  $G \cdot x$ ;
- теплофизические свойства жидкости и пара на линии насыщения (динамическая вязкость и плотность жидкости и пара на линии насыщения).

2. Численные значения показателя степени  $n$  в формулах  $f_1, f_2 = f(s)$  могут колебаться в пределах  $1,007 \div 12,97$ . При этом значение показателя степени в формулах (5), (6) зависит от тех же режимно-конструктивных параметров, что и для насыщенности пористой структуры  $s$ .

3. Обобщение расчётных данных позволило получить интерполяционные зависимости для величин насыщенности пористого образца и степенного коэффициента  $n$  формулах  $f_1, f_2 = f(s)$ , что даёт возможность провести детальный анализ физической картины процесса.

4. Объединение методик Маскета-Левретта и Локкарта-Мартинелли применительно к расчету гидравлического сопротивления при движении двухфазных испаряющихся потоков в пористых материалах и получение численных и графических зависимостей для величин насыщенности пористых образцов жидкостной и паровой фазами, а так же численных значений показателя степени в формулах  $f_1, f_2 = f(s)$  позволило более глубоко понять физику процесса движения двухфазных испаряющихся смесей в пористых материалах, что позволяет создать приемлемые расчётные зависимости для вычисления пе-

репада давления в пористых высокотеплопроводных каналах при движении через них двухфазных испаряющихся потоков.

### Список литературы

1. Шейдеггер А. Физика течения жидкостей через пористую среду / Шейдеггер А. ; [пер. с англ.]. – М. : Гостоптехиздат, 1960. – 250 с.
2. Чарный И. А. Подземная гидрогазодинамика / Чарный И. А. – М. : Государственное научно-техническое издательство нефтяной и горно-топливной литературы (Гостоптехиздат). – 1963. – 396 с.
3. Lockhart R. W. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes / Lockhart R. W., Martinelli R. C. // Chemical Engineering Progress. – 1949. – V. 45. – P. 39–48.
4. Майоров В.А. Структура и сопротивление двухфазного испаряющегося потока в пористых материалах / Майоров В. А. // Известия Академии наук СССР. Энергетика и транспорт. – 1980. – № 5. – С. 126–133.
5. Зейгарник Ю. А. Экспериментальное исследование гидравлического сопротивления пористых структур при адиабатическом движении пароводяных смесей / Зейгарник Ю. А., Калмыков И. В. // Теплофизика высоких температур. – 1985. – Т. 23, № 5. – С. 934–940.
6. Chisholm D. Prediction of pressure gradient in pipeline system during two-phase flow / Chisholm D., Sutherland L. A. // Proc. Inst. Mech. Engrs. – 1969. – V. 184, Pt. 3c. – P. 24–32.
7. Поляев В. М. Гидродинамика и теплообмен в пористых элементах конструкций летательных аппаратов / Поляев В. М., Майоров В. А., Васильев Л. Л. – М. : Машиностроение, 1988. – 168 с.
8. Калмыков И. В. Теплообмен и гидродинамика при движении водяного потока в пористых средах: дис. ...кандидата технических наук: спец. 01.04.14 «Теплофизика и молекулярная физика» Институт высоких температур АН СССР / Калмыков И. В. – М. : 1987. – 224 с.
9. Косторнов А. Г. Проницаемые волоконные пористые материалы / Косторнов А. Г. – К. : Техніка, 1983. – 128 с.
10. Белов С. В. Пористые металлы в машиностроении / Белов С. В. – М. : Машиностроение, 1981. – 247 с.
11. Варгафтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Варгафтик Н. Б. – М. : Наука, 1972. – 720 с.

*Рукопись поступила 23.09.2012 г.*

УДК 621.482

*Мамон Э.Н.* – к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

## **ОСОБЕННОСТИ ВЫБОРА И ОЦЕНКИ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИХ МЕРОПРИЯТИЙ**

*Рассмотрены особенности оценки экономической эффективности энергосберегающих проектов, которые позволят повысить вероятность принятия правильного решения при оценке и выборе энергосберегающих мероприятий и улучшить финансово-экономические показатели предприятия при их внедрении.*

*Ключевые слова: энергосберегающие мероприятия; денежный поток; ставка дисконта; эффективность проекта.*

### **Введение**

В условиях дефицита энергоносителей и падения добычи собственных топливно-энергетических ресурсов (ТЭР) особую актуальность приобретают мероприятия по энергосбережению во всех отраслях экономики Украины. С другой стороны, ограниченность финансовых ресурсов и рост рисков в условиях экономического кризиса требует более точной оценки эффективности таких мероприятий для обоснованного выбора наилучшего варианта из предложенных.

### **Постановка задачи**

Организационно-технические мероприятия по экономии топливно-энергетических ресурсов разрабатываются на всех уровнях управления и группируются по следующим основным трем направлениям:

- внедрение организационных и малозатратных энергосберегающих мероприятий – мероприятия, как правило, организационного характера, не требующих больших вложений или реализуемых без финансовых затрат;
- снижение затрат топливно-энергетических ресурсов на предприятиях за счет внедрения энергосберегающих технологий и оборудования – предусматривает техническое перевооружение изношенного и морально устаревшего оборудования на энергоэффективное, пересматриваются технологии производства и замена энергоемких операций на менее энергозатратные;

- внедрение установок по использованию нетрадиционных возобновляемых источников энергии – использование альтернативных и возобновляемых источников энергии для снижения потребления ТЭР.

При проектировании новых и реконструкции существующих энергопотребляющих объектов могут решаться три типа технико-экономических задач.

1. Есть только один вариант энергосберегающего решения и его сопоставляют, с точки зрения экономической эффективности, с "базовым" вариантом, который не предусматривает энергосберегающие мероприятия.

2. Применимы несколько энергосберегающих мероприятий (или одно, но с различным количеством энергии, сэкономленной при различных режимах работы); все они сопоставляются между собой по величине достигаемого экономического эффекта, а также с "базовым" вариантом. Внедрению подлежит экономически наиболее выгодное мероприятие.

3. Определяют экономически и технически оптимальный вариант решения, т.е. лучший из всех возможных в принятых условиях.

Для решения всех описанных типов технико-экономических задач при рассмотрении энергосберегающих мероприятий необходимы критерии, которые с достаточной степенью точности могут оценить их эффективность и целесообразность внедрения с учетом особенностей этих мероприятий.

### **Решение проблемы**

При рассмотрении вариантов энергосберегающих мероприятий необходимо выполнение условий их сопоставимости по ряду факторов, в частности:

- функциональному назначению, режиму функционирования и мощности объекта;
- по времени вложения затрат и получению необходимого экономического эффекта;
- по средствам, которые определяют эти затраты и экономический эффект;
- по методам исчисления показателей, принятых в расчетах;
- по нормам, правилам и техническим условиям, используемым при проектировании энергосберегающих мероприятий;
- по условиям эксплуатации.

Экономическую целесообразность применения энергосберегающих мероприятий определяют, исходя из сравнительной экономической эффективности капитальных вложений (инвестиций), необходи-

мых для осуществления таких мероприятий, т.е. сопоставляют затраты и результаты, полученные при этих расходах.

Разработка и последующая реализация большинства энергосберегающих мероприятий, в том числе инвестиционных проектов, предназначенных для использования в любой отрасли промышленного производства, должны исходить из условия рассмотрения как минимум двух альтернативных решений, одно из которых берется за «базовое». Наиболее часто встречающееся количество альтернативно возможных вариантов – три и более. Их сравнительную оценку выполняют по техническим параметрам, энергоэкономическим и экологическим показателям. Таким образом, условие альтернативности принимаемых решений является основой для выбора наиболее экономически эффективного варианта инвестиционного проекта с минимальными затратами на его реализацию.

Критериями эффективности и целесообразности принимаемых проектных решений обычно служат экономические показатели при условии неуклонного достижения технических, технологических, социальных и экологических ограничений. Сказанное в полной мере относится и к энергосберегающим мероприятиям. При этом за базовый вариант принимается часто исходное положение, которое существовало до внедрения энергосберегающих мероприятий, а конечным считается положение, которое возникает после реализации этих мероприятий.

В рыночной экономике и все возрастающей приватизации объектов энергетической отрасли, общим критерием определения эффективности организационно-технических энергосберегающих мероприятий (ОТЭМ) является достаточно четкий и ясный показатель в виде дополнительной прибыли, остающейся в распоряжении предприятия в результате реализации того или иного инновационного или инвестиционного проекта, включающего энергосберегающие мероприятия. Если же предприятие является убыточным, то можно снизить или полностью ликвидировать эти убытки в результате реализации таких мероприятий.

Под экономической эффективностью ОТЭМ подразумевается размер дополнительной прибыли, остающейся в распоряжении предприятия в результате разработки и внедрения данного энергосберегающего мероприятия.

Для дальнейшего рассмотрения выделим те ОТЭМ, реализация которых обеспечивает непосредственно прямую экономию ТЭР. К ним относится группа ОТЭМ технологического направления, которая обеспечивает экономию энергоресурсов в процессе их использования. Их можно разделить на две группы.

1. Организационно-технологические мероприятия режимного характера не требующие капитальных вложений:

- повышение энергетического КПД установок и агрегатов за счет совершенствования технологических процессов и режимов работы;
- снижение продолжительности вынужденных простоев и непроизводственных затрат ТЭР;
- совершенствование структуры и оптимизация баланса энергопотребления предприятия за счет обоснованного выбора наиболее эффективных видов ТЭР и энергоносителей, применительно к конкретным условиям энергопотребления и систем энергоснабжения.

2. Технические мероприятия, требующие дополнительных инвестиций.

- внедрение совершенных технологических процессов производства, переработки, получения и использования ТЭР, основанных на широком применении новых достижений науки, техники и технологии, а также использовании «ноу-хау» и передового отечественного и зарубежного опыта;
- замена устаревшего оборудования, которое производит и потребляет энергию, на новое энергоэффективное;
- применение комбинированных энерготехнологических процессов с использованием энергетического потенциала продуктов одного технологического процесса в другом напрямую, без промежуточного преобразования энергии.

В первом случае обоснование целесообразности реализации проекта определяется расчетом технико-экономических показателей. Наиболее объективным из них является дополнительная прибыль предприятия, получаемая после внедрения мероприятия, которую можно рассчитать по формуле:

$$P_p = P_{pэ} + \Delta P, \quad (1)$$

где  $P_{pэ}$  – часть прибыли, определяемая энергетическим эффектом от реализации проекта;  $\Delta P$  – часть прибыли, определяемая побочными факторами от реализации проекта, в частности, снижением издержек за загрязнение окружающей среды и т.д.

Во втором случае, прогнозируя возможные последствия разработки и внедрения технических мероприятий по энергосбережению, нужно принимать во внимание факторы, которые влияют на финансово-экономические показатели работы предприятия как положительно, так и негативно.

К факторам, возникающим в процессе реализации проектов по энергосбережению и оказывающим положительное влияние на результаты деятельности предприятия, относятся следующие:

- возможность улучшения производственно-технологических показателей за счет увеличения производительности и снижения количества простоев технологического оборудования, улучшение качества выпускаемой продукции, а также снижение удельных энергетических затрат на единицу выпускаемой продукции соответствующего качества;

- непосредственная экономия ТЭР и обусловленное этим снижение их удельной стоимости, что снижает часть энергетической составляющей в себестоимости продукции, способствуя повышению ее конкурентоспособности на внутреннем и внешнем рынках;

- снижение экологических платежей, обусловленных уменьшением вредных выбросов предприятия, а также снижением расходов, связанных с удалением и захоронением побочных продуктов и твердых отходов, не подлежащих утилизации, на сумму, пропорциональную снижению потребления ТЭР.

К факторам, которые возникают в процессе разработки и реализации проектов по энергосбережению и оказывают негативное влияние на финансово-экономические показатели производственной деятельности предприятия, можно отнести следующие:

- дополнительные, не предусмотренные нормальным технологическим процессом, расходы финансовых средств, связанные с проведением внешнего или внутреннего энергетического аудита с целью выбора и обоснования эффективности проекта, реализация которого наиболее эффективна в условиях данного предприятия;

- необходимость приобретения энергосберегающего оборудования, материалов, техники, технологии, технических способов контроля и учета потребления ТЭР, приборов диагностики состояния энерготехнологического оборудования;

- расходы, связанные с монтажно-наладочными работами и текущим эксплуатационным обслуживанием энергосберегающего оборудования.

При выборе очередности внедрения мероприятий по энергосбережению преимущество дается тем из них, которые отвечают одному из следующих условий:

- получение наибольшей дополнительной прибыли или снижение убыточности на единицу средств, вложенных в разработку и реализацию проекта, за период реализации проекта;

- получение постоянной величины дополнительной прибыли или снижение убыточности предприятия, отнесенных на единицу вложенных средств, в наиболее короткие сроки;
- минимальный уровень экономического риска при разработке и реализации ОТЭМ при равных затратах и сроках реализации.

В последнее время оценка эффективности инвестиционных проектов осуществляется с помощью специальных критериев.

С каждым инвестиционным проектом, в том числе и по сбережению энергоресурсов, принято связывать денежный поток (Cash Flow), элементы которого представляют собой либо чистые оттоки (Net Cash Outflow), или чистые притоки средств (Net Cash Inflow). Под чистым оттоком в  $k$ -м году понимается превышение текущих денежных расходов по проекту над текущими денежными поступлениями (при обратном соотношении имеет место чистый приток). Чаще всего анализ ведется по годам, хотя это ограничение не является обязательным. Анализ можно проводить по равным периодам любой продолжительности (месяц, квартал, год и др.). При этом, однако, необходимо помнить о сопоставимости величин элементов денежного потока, процентной ставки и длины периода. Предполагается, что все вложения осуществляются в конце года, предшествующему первому году реализации проекта, хотя в принципе они могут осуществляться в течение ряда последующих лет. Необходимо особо подчеркнуть, что применение методов оценки и анализа проектов предполагает множественность используемых прогнозных оценок и расчетов. Множественность определяется как возможностью применения ряда критериев, так и безусловной целесообразностью варьирования основными параметрами проекта.

Критерии, используемые в анализе инвестиционной деятельности, можно разделить на две группы в зависимости от того, учитывается или нет временной параметр [1].

1. Основанные на дисконтированных оценках ("динамические" методы):

- чистая приведенная стоимость – NPV (Net Present Value);
- индекс рентабельности инвестиций – PI (Profitability Index);
- внутренняя норма прибыли – IRR (Internal Rate of Return);
- модифицированная внутренняя норма прибыли – MIRR (Modified Internal Rate of Return);
- дисконтированный срок окупаемости инвестиций – DPP (Discounted Payback Period).

2. Основанные на учетных оценках ("статические" методы):
  - срок окупаемости инвестиций – PP (Payback Period);
  - расчетная рентабельность инвестиций – ARR (Accounted Rate of Return);
  - учетный уровень дохода – BRR (Book Rate of Return).

Для оценки экономической эффективности проекта целесообразно применять так называемые "динамические" методы, основанные преимущественно на дисконтировании денежных потоков, образующихся в ходе реализации проекта. Применение дисконтирования позволяет отразить основополагающий принцип – "завтрашние деньги дешевле сегодняшних" и учесть тем самым возможность альтернативных вложений по ставке дисконта. Общая схема всех динамических методов оценки эффективности в принципе одинакова и основывается на прогнозировании положительных и отрицательных денежных потоков (грубо говоря, расходов и доходов, связанных с реализацией проекта) на плановый период и сопоставлении полученного сальдо денежных потоков, дисконтированного по соответствующей ставке, с инвестиционными затратами.

Очевидно, что такой подход сопряжен с необходимостью принятия ряда допущений, выполнить которые на практике довольно сложно. Рассмотрим три наиболее очевидных проблемы.

Во-первых, нужно верно оценить не только объем первоначальных капиталовложений, но и текущие расходы и поступления на весь период реализации проекта. Вся условность подобных данных очевидна даже в условиях стабильной экономики с предсказуемым уровнем и структурой цен и высокой степенью изученности рынков. В украинской же экономике объем допущений, которые приходится делать при расчетах денежных потоков, неизмеримо выше (точность прогноза есть функция от степени систематического риска).

Во-вторых, для проведения расчетов с использованием динамических методов используется предпосылка стабильности валюты, в которой оцениваются денежные потоки. На практике эта предпосылка реализуется посредством применения сопоставимых цен (с возможной последующей корректировкой результатов с учетом прогнозных темпов инфляции) либо использования для расчетов стабильной иностранной валюты. Второй способ более целесообразен в случае реализации инвестиционного проекта совместно с зарубежными инвесторами.

Безусловно, оба эти способа далеки от совершенства: в первом случае вне поля зрения остаются возможные изменения структуры цен, во втором, помимо этого, на конечный результат влияет также

изменение структуры валютных и гривневых цен, инфляция самой иностранной валюты, колебания курса валюты и т.п.

В-третьих, возникают трудности с обоснованным выбором ставки дисконтирования при расчете критериев "динамических" методов оценки (NPV, IRR, DPP и др.), которая обычно принимается постоянной на весь период реализации проекта. От ее выбора зависит конечная величина текущей стоимости денежного потока и значения указанных критериев, что, в свою очередь, позволяет оценить эффективность проекта и обосновать целесообразность его внедрения или отклонения.

Ставка дисконтирования (или, как иногда ее называют, ставка дисконта или требуемой нормы доходности) - это ежегодная ставка доходности, которая могла бы быть получена в настоящий момент от аналогичных инвестиций в альтернативные вложения. Как известно, инвестиции всегда характеризуются не только определенной доходностью, но и соответствующим этой доходности уровнем риска.

Существует несколько подходов к определению ставки дисконта. Однако для оценки инвестиционных проектов чаще всего применяют в качестве ставки дисконта величину стоимости капитала, используемого предприятием для финансирования своей деятельности. Поскольку в таком финансировании участвуют как собственные, так и заемные средства, то, как величина «общей» стоимости капитала выступает средневзвешенная стоимость капитала (Weighted Average Cost of Capital - WACC). Вычисляется средневзвешенная стоимость капитала по хорошо известной формуле [2]:

$$WACC = \sum R_i \cdot g_i, \quad (2)$$

где  $R_i$  – стоимость  $i$ -го источника капитала (по рыночной стоимости);  $g_i$  – доля  $i$ -го источника в общей сумме привлеченного капитала,

Некоторые авторы [3] предлагают при расчете WACC использовать т.н. "налоговый щит" в связи с включением процентных платежей за ссудный капитал в валовые затраты предприятия. Тогда формула (1) приобретает следующий вид:

$$WACC = R_c \cdot g_c (1-T) + R_e \cdot g_e, \quad (3)$$

где  $R_c$ ,  $R_e$  – соответственно стоимость заемного и собственного капиталов;  $g_c$ ,  $g_e$  – доля заемного и собственного капиталов;  $T$  – ставка налога на прибыль.

Понятно, что доходность нового инвестиционного проекта должна быть выше, чем величина WACC (иначе нет смысла его реализовывать, поскольку он снизит общую стоимость предприятия), поэтому логично использовать WACC как ставку дисконта.

Как правило, стоимость капитала, а, соответственно, и WACC, определяется для временного горизонта один год. Однако цены на энергоносители в течение года меняются неоднократно. Например, стоимость электроэнергии для предприятий индексируется ежемесячно, а цена природного газа – ежеквартально. Поэтому для инвестиционных проектов, направленных на экономию ТЭР, расчет денежных потоков необходимо проводить с шагом менее года (квартал, месяц). В этом случае необходимо найти ставку дисконта  $R_t$  при размере шага  $t$  (например, квартал), выраженную в тех же единицах, что и при шаге один год. При этом обе эти ставки должны соответствовать одинаковой эффективности капитала. Эта задача решается с помощью уравнения:

$$1 + R_t = (1 + R_N)^{t/N}, \quad (4)$$

где  $R_N$  – ставка дисконта для временного горизонта один год ( $R_N = WACC$ ),  $N$  – количество временных шагов в году ( $N = 4$  для шага в квартал,  $N = 12$  для шага в месяц).

Тогда ставка дисконта для заданного временного шага определяется как:

$$R_t = (1 + R_N)^{t/N} - 1. \quad (5)$$

Таким образом, при оценке эффективности энергосберегающих проектов целесообразно рассчитывать денежные потоки с шагом менее года, а для определения ставки дисконтирования использовать формулы (3), (5). Это позволит уменьшить влияние неверных прогнозов на конечный результат и, тем самым, существенно повысить обоснованность и корректность результатов расчетов.

Следует отметить, однако, что целью количественных методов оценки эффективности проектов является не идеальный прогноз величины ожидаемой прибыли (денежного потока), а, в первую очередь, обеспечение сопоставимости рассматриваемых проектов с точки зрения эффективности, исходя из неких объективных критериев, которые сравниваются, и подготовка, тем самым, основы для принятия окончательного решения.

### Выводы

Таким образом, при выборе энергосберегающих мероприятий необходимо учитывать сопоставимость условий их реализации по ряду факторов: по условиям эксплуатации; по времени вложения затрат; по методам исчисления показателей, принятых в расчетах.

Для оценки экономической эффективности энергосберегающих проектов целесообразно использовать общеизвестные "динамические" методы, учитывающие фактор времени (NPV, IRR, MIRR, DPP и др.),

Однако для уменьшения погрешности расчетов денежных потоков при реализации таких проектов необходимо уменьшить временной шаг до одного месяца или квартала. При этом надо рассчитать ставку дисконта для выбранного временного шага, которая должна соответствовать заданной эффективности капитала во временном разрезе один год.

Учет описанных выше особенностей поможет повысить вероятность принятия правильного решения при оценке и выборе энергосберегающих мероприятий и улучшить финансово-экономические показатели предприятия при их внедрении.

### **Список литературы**

1. Виленский П.Л. Оценка эффективности инвестиционных проектов. Теория и практика / Виленский П. Л., Лившиц В. Н., Смляк С. А. – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Дело, 2002. – 888 с.
2. Ковалев В. В. Финансовый менеджмент: теория и практика / Ковалев В.В. – М. : ТК Велби, Проспект, 2007. – 1024 с.
3. Савчук В. П. Финансовый менеджмент предприятий: прикладные вопросы с анализом деловых ситуаций / Савчук В. П. – К. : Издательский дом «Максимум», 2001. – 600 с.

*Рукопись поступила 29.09.2012 г.*

УДК 536.421.1+532.546:621.746

*Мелихов В.М.* – к.т.н., с.н.с., Донецкий национальный университет (ДонНУ)

## **ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОПЕРЕНОСА, ГИДРОДИНАМИКИ И МАКРОСТРУКТУРЫ В ЗАТВЕРДЕВАЮЩИХ КОМПОЗИТНЫХ СЛИТКАХ**

*Разработана математическая модель гидродинамических и теплофизических процессов при формировании многослойного и армированного стального слитков. В результате математического моделирования затвердевания композитных слитков получены: поля температуры, доли твердой фазы и поля скоростей в расплаве; изменение температуры в слитке; размеры кристаллов и структурных зон в многослойном и армированном слитке. Особенности строения макроструктуры определены на границе слоя легированной стали в как многослойном слитке. Также в армированном слитке на границе внутреннего холодильника отмечены особенности формирования кристаллической структуры. Показано изменение структурных зон слитка в зависимости от градиента кристаллизации и скорости роста дендрита.*

*Ключевые слова: теплообмен; кристаллизация; тепловая конвекция; макроструктура; математическое моделирование.*

### **Введение**

Для улучшения качества стальных изделий применяются композитные слитки, которые состоят из нескольких слоев сталей с различными теплофизическими свойствами. К таким слиткам относятся, как многослойные слитки (МС) так и армированные с внутренним холодильником (ВХ).

В данной статье рассматриваются результаты численного моделирования основных закономерностей развития теплофизических и гидродинамических процессов при формировании композитных слитков и расчет параметров характеризующих макроструктуру стали.

### **Постановка задачи**

Заполнение изложницы сталью осуществлялось следующим образом. В изложницу с использованием сифонной заливки поступает расплав (марка стали 08X18T1) к уровню стыка изложницы и прибыльной надставки. На внутренней поверхности изложницы, за время

заливки часть расплава затвердевает, формируя поверхностный слой легированной стали (рис. 1).

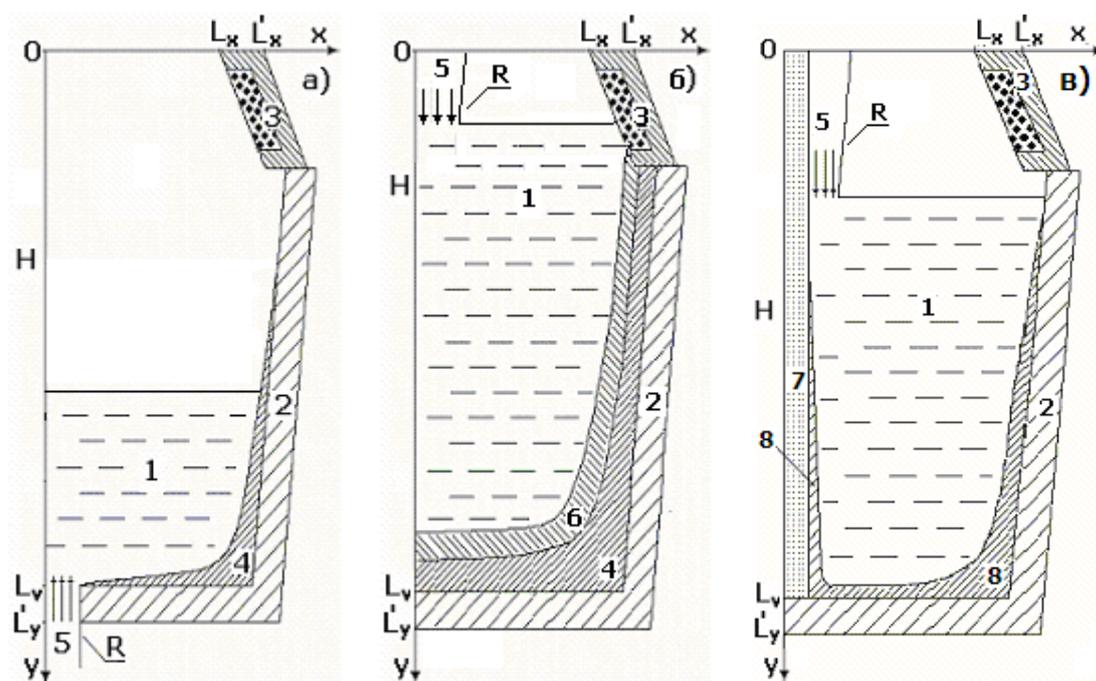


Рис. 1. Схема исследуемой области:

а) многослойный слиток – сифонная разливка;

б) многослойный слиток – разливка сверху;

в) армированный слиток;

1 – расплав; 2 – изложница; 3 – прибыльная надставка; 4 – твердая фаза МС; 5 – струя расплава; 6 – корочка легированной стали при формировании второго слоя МС; 7 – внутренний холодильник при формировании армированного слитка;

8 – затвердевающая корочка на стенке изложницы

При формировании МС для образования необходимой толщины слоя легированной стали металл некоторое время выдерживается в изложнице (рис. 1,б). Затем, для формирования внутреннего слоя многослойного слитка в изложницу заливается сверху расплав (Ст10) до уровня верхней границы прибыльной надставки, которая определяется технологией разливки стали. При этом образование нового расплава происходит быстро, и поэтому будем считать, что коэффициенты переноса и теплофизические свойства в новом расплаве определяются его химическим составом и не изменяются.

При формировании армированного слитка заливка стали (марка стали 08X18T1) происходит сверху, и внутренний холодильник имеет тот же химический состав, что и заливаемый расплав.

Математическое моделирование предполагает следующие допущения: при заполнении изложницы струя идеально организована; для

того чтобы не учитывать удар падающей струи о дно изложницы и образование заплесков металла на ее стенки предполагается, что изложница заполняется на 20 % своего объема; между легированной сталью и изложницей при затвердевании существует идеальный тепловой контакт; теплообмен излучением между расплавом и изложницей не учитывается.

В основу математической модели формирования композитных слитков взяты нестационарные безразмерные уравнения переноса вихря скорости, теплопереноса и переноса газовой фазы при заливке стали сверху. При этом тепловые процессы, связанные с образованием доли твердой фазы и которые определяют кинетику кристаллизации, моделируются в приближении неравновесной двухфазной зоны [1 – 3]:

уравнение Навье – Стокса

$$\frac{\partial \omega}{\partial F_0} + V_x \frac{\partial \omega}{\partial X} + V_y \frac{\partial \omega}{\partial Y} = \frac{\partial}{\partial X} \left( \text{Pr}_{\text{ef}} \frac{\partial \omega}{\partial X} \right) + \frac{\partial}{\partial Y} \left( \text{Pr}_{\text{ef}} \frac{\partial \omega}{\partial Y} \right) + \text{Pr}_{\text{ef}}^2 \text{Gr} \frac{\partial \theta}{\partial X} + \frac{1}{\text{Fr}} \frac{\partial \beta_g}{\partial X}; \quad (1)$$

уравнение вихря скорости  $\omega$

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2} (1 - \xi) + \frac{\partial^2 \psi}{\partial Y^2} (1 - \xi) = -\omega; \quad (2)$$

уравнение газосодержания  $\beta_g$  в расплаве

$$\frac{\partial \beta_g}{\partial F_0} + V_x \frac{\partial \beta_g}{\partial X} + V_y \frac{\partial \beta_g}{\partial Y} = 0; \quad (3)$$

уравнение теплопереноса

$$c_{\text{ef}} \left( \frac{\partial \theta}{\partial F_0} + V_x \frac{\partial \theta}{\partial X} + V_y \frac{\partial \theta}{\partial Y} \right) = \frac{\partial}{\partial X} \left( \lambda_{\text{ef}} \frac{\partial \theta}{\partial X} \right) + \frac{\partial}{\partial Y} \left( \lambda_{\text{ef}} \frac{\partial \theta}{\partial Y} \right); \quad (4)$$

уравнение для доли твердой фазы  $\xi$

$$\xi = 1 - \left( 1 + \frac{c_L}{L} T_0 (\theta_L - \theta_S) \right) \left[ 1 - \left( \frac{\theta_L - \theta}{\theta_L - \theta_S} \right)^{2/3} \right] + \frac{c_L}{L} T_0 (\theta - \theta_S), \quad (5)$$

где  $\omega$  – вихрь скорости;  $V_x, V_y$  – компоненты скорости;  $\psi$  – функция тока;  $\theta$  – безразмерная температура;  $\xi$  – доля твердой фазы;  $\theta_L$  – безразмерная температура ликвидус;  $\theta_S$  – безразмерная температура солидус;  $L$  – теплота кристаллизации;  $c_L$  – теплоемкость расплава;  $T_0$  – характерная температура расплава.

Эффективные коэффициенты, входящие в уравнения, отражают многофазность среды, и безразмерные комплексы определены в [1, 2].

При рассмотрении турбулентных режимов движения коэффициент переноса импульса определяется, как эффективный, при этом избрана однопараметрическая модель Прандтля. Система дифференциальных уравнений (1 – 5) замыкается краевыми условиями. В начальный момент задаются постоянные значения температуры расплава и стенок изложницы, значение скорости и твердой фазы считаются нулевыми во всех точках расплава стали [1 – 3].

Граничные условия для системы слиток – изложница – окружающая среда для скорости движения расплава: непроницаемости и прилипания на твердых поверхностях, на оси слитка – условие симметрии. Для температуры: отсутствие потока тепла на оси слитка; на границах расплав – твердая фаза, твердая фаза - изложница предполагается идеальный тепловой контакт. На внешних границах контакта изложницы с окружающей средой используется теплообмен по закону Ньютона-Рихмана [1 – 3]. При формировании армированного слитка на поверхности ВХ скорость, направленная перпендикулярно, равна нулю, а тепловой режим предполагает идеальный тепловой контакт расплава и поверхности внутреннего холодильника.

#### **Анализ полученных результатов и предложения по определению макроструктуры композитных слитков**

Численное моделирование затвердевания МС показывает, что при сифонной заливке расплава в изложницу происходит интенсивное его перемешивание и наблюдается сложная картина распределения поля скорости. В пристеночной области образуется вихрь, который вызван действием заливочной струи, что способствует интенсификации передачи тепла через стенку изложницы и образованию корочки стали.

В период выдержки металла в изложнице идет процесс его затвердевания и образуется слой легированной стали, толщина которого определяется технологическими параметрами получения многослойного слитка. Слой легированной стали необходимой толщины всегда можно получить, согласно математической модели, определяя границу твердого состояния стали по температуре ее затвердевания. После окончания затвердевания слоя легированной стали, доливается расплав второго металла сверху до уровня прибыльной надставки, который необходим по технологическим нормам заливки.

При окончании заливки МС слитка наступает период, когда в расплаве преобладает тепловая конвекция. Движение расплава обусловлено теплоотводом через внешнюю поверхность границы изложницы и зеркало металла. Рассмотрим изменение вертикальной составляющей скорости в расплаве (рис. 2). По мере погружения струи в

расплав происходит уменьшение скорости поступающего расплава. Это заметно на кривых 1 и 3 (отсчет уровня ведется снизу вверх). При этом видно, что максимальная скорость при входе в расплав (кривая 1 – 2,4 м) характеризуется наибольшими изменениями, а далее, по мере дальнейшего погружения струи в расплав, вертикальная скорость приобретает более равномерный характер изменения.

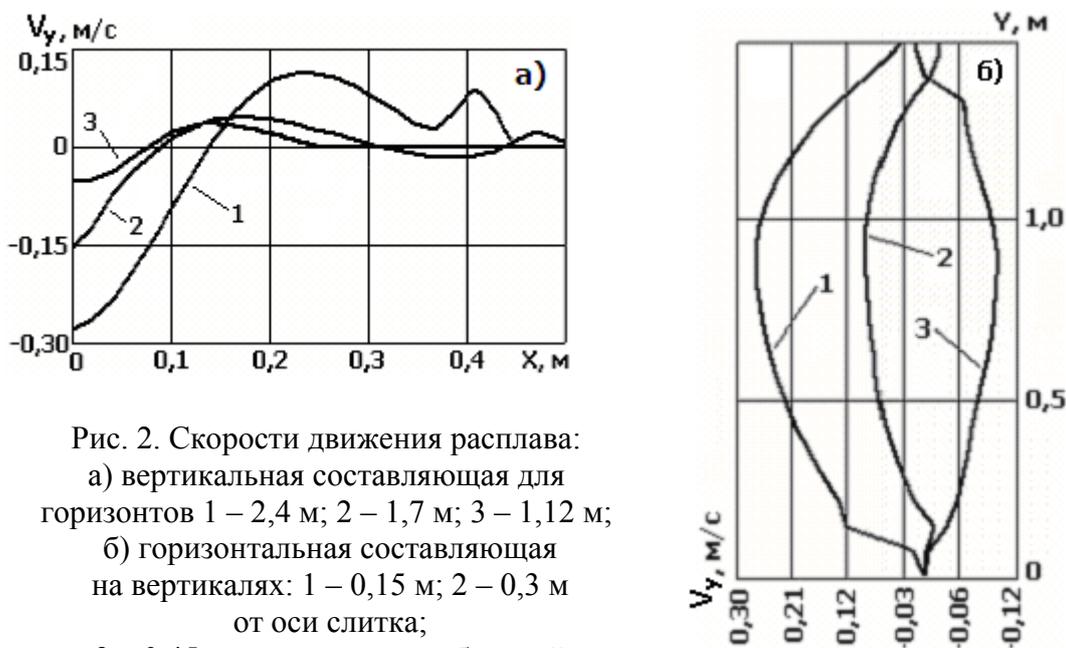


Рис. 2. Скорости движения расплава:  
 а) вертикальная составляющая для горизонтов 1 – 2,4 м; 2 – 1,7 м; 3 – 1,12 м;  
 б) горизонтальная составляющая на вертикалях: 1 – 0,15 м; 2 – 0,3 м от оси слитка;  
 3 – 0,45 м от оси слитка у боковой стенки слитка

Гидродинамическая обстановка изменяется при окончании заливки стали в изложницу. При этом наблюдается формирование на оси слитка потоков расплава, направленных вверх, и у боковой поверхности, направленных вниз, которые вызваны только тепловой конвекцией, что и отражается на изменении знака вертикальной скорости на различных горизонтах (рис. 2,а).

В подтверждение приведенных выше результатов конвективного характера движения расплава в затвердевающем слитке приведем изменение вертикальной скорости в зависимости от высоты слитка (рис. 2,а).

Необходимо отметить, что не только в вертикальной (рис. 2б), но и в горизонтальной плоскости (рис. 2б) происходит изменение на противоположное направленное движение на различных вертикалях вертикальной составляющей скорости. Это хорошо видно по характеру изменения вертикальной составляющей скорости на оси слитка (кривая 1) и у стенки изложницы (кривая 3).

Рассмотрим изменение размера кристаллов в многослойном слитке. При этом необходимо учесть, что размер кристаллического

зерна пропорционален корню квадратному от времени затвердевания данного локального объема стали [4 – 7]. Приближенный расчет дендритного строения металла имеет вид:

$$d_1 = A\tau_{\text{лок}}^{1/2}, \quad (9)$$

где  $A$  – коэффициент пропорциональности, зависящий от теплофизических параметров стали;  $\tau_{\text{лок}}$  – время затвердевания локального объема стали.

Оценка дендритного строения металла производится на основании опытов, представленных Ю.А. Самойловичем [6]. Обработка результатов опытов на слитках показывает, что ветви дендрита первого  $d_1$  в зависимости от градиента температуры  $G$  в области роста дендрита и скоростью затвердевания  $U$  определяются из соотношения:

$$d_1 = k_1 U^{-0,26} G^{-0,72}, \quad (10)$$

где  $k_1 = 29$  – для ветвей первого порядка.

Отметим, что значение коэффициента пропорциональности  $A$  в (9) для каждой марки стали затруднительно определить. Поэтому для характеристики кристаллической структуры будем использовать относительный размер кристаллического зерна как часть от максимального его значения в слитке  $\bar{D} = d_1 / d_{\text{max}}$  в относительных долях размера. Сравнения результатов расчетов по формулам (9) и (10) приводит к необходимости, соответственно, расчеты по формуле (10) привести к относительному размеру, как и по формуле (9).

Изменение размера кристалла по высоте слитка происходит (рис. 3) таким образом, что величина кристалла уменьшается с верхней части слитка к поддону. Причем, у оси слитка размер кристалла уменьшается от верхней части слитка к поддону 2 – 3 раза, а у боковой поверхности уменьшение составляет в 2 раза. Следовательно, на боковой поверхности слитка распределение размера кристалла по высоте слитка происходит более равномерно, чем на оси слитка.

Распределение относительного размера кристалла на границе МС (рис. 3) показывает, что по высоте слитка размер изменяется на 30 – 40 %. Распределение размера дендрита относительно на границе образования второго слоя МС (кривая 2) и до заливки второго металла (кривая 3) показывает, что размер дендрита после заливки второго металла увеличивается (кривая 2). Для сравнения показано распределение размера кристалла у поверхности слитка (кривые 4 и 5).

Таким образом, структура стали определяется как конвективным теплопереносом в расплаве, так и градиентами температуры в твердой части слитка и влиянием на эти процессы внутреннего холодильника.

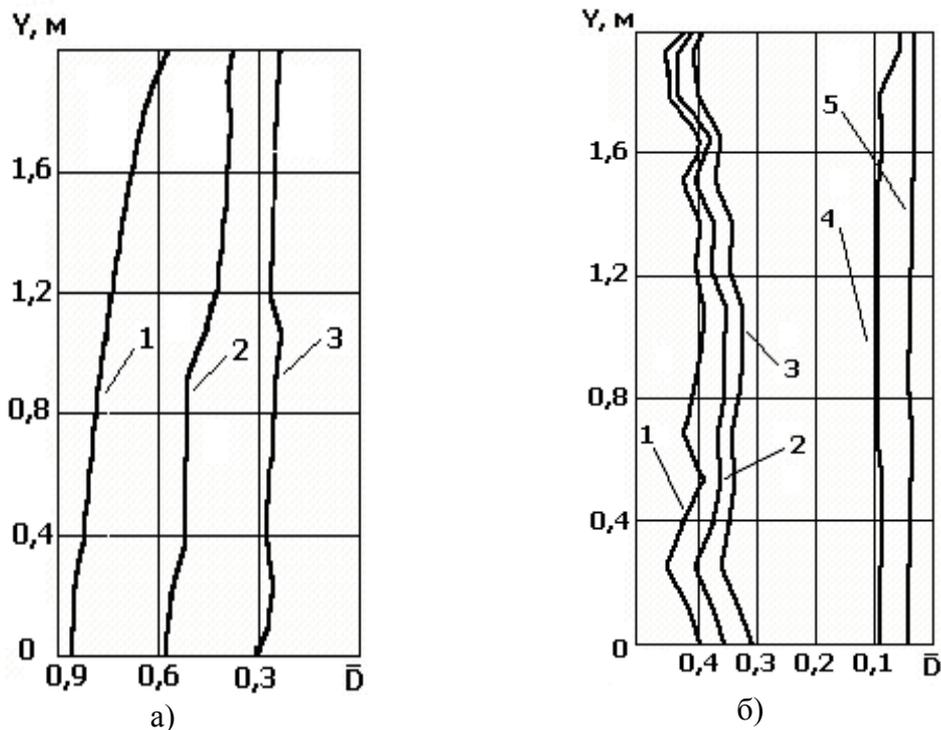


Рис. 3. Относительный диаметр зерна в слитке на различных вертикалях многослойного слитка:  
 а) 1 – на оси слитка; 2 – в средней части расчетной области; 3 – у боковой поверхности слитка;  
 б) 1 – внутренний слой многослойного слитка; 2 – граница многослойного слитка; 3 – внешняя граница МС; 4 – поверхность слитка (боковая сторона); 5 – примыкающий слой к поверхности слитка

Отметим, что на формирование структуры металла влияют многие факторы: градиент температуры, время формирования кристалла, распределение примеси, а также конвективный теплообмен и др. [3 – 7]. Влияние конвекции на структуру слитка рассмотрим на примере распределения относительного диаметра  $\bar{D}$  кристалла (рис. 3).

Анализ влияния гидродинамических процессов и теплопереноса на размер кристаллов показал, что при формировании слитка с ВХ диаметром 80 мм конвекция приводит к более быстрому снятию перегрева и измельчению зерна (рис. 4,б), чем при отсутствии конвекции (рис. 4,а).

Если рассмотреть в каких областях изменяется структура затвердевающей, за счет конвекции расплава, то наибольшие изменения, наблюдаются у поверхности ВХ. Это приводит к тому, что в верхней части слитка у поверхности ВХ размер кристаллов уменьшается, а в нижней части слитка увеличивается.

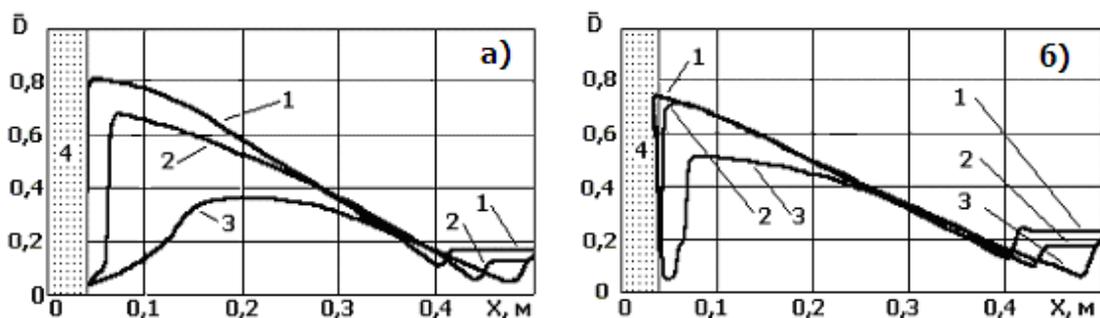


Рис. 4. Изменение относительного диаметра кристалла (в относительных долях) для слитка с внутренним холодильником диаметром 80мм:  
 а) слиток с ВХ и без учета гидродинамических процессов;  
 б) слиток с ВХ и с учетом гидродинамических процессов;  
 Заштрихованная область 4 – внутренний холодильник.  
 На горизонтах от дна слитка: 1 – верхняя часть слитка – 2,1 м;  
 2 – середина слитка – 1,4 м; 3 – нижняя часть слитка – 0,6 м

Вместе с определением размера дендритной структуры исследовались и структурные зоны в слитках при данных условиях кристаллизации МС. При этом учитывалось, что на формирование структурных зон и морфологии кристаллов основное влияние оказывают: величина температурного градиента, скорость роста дендритов, скорость кристаллизации слитка и степень перегрева расплава.

Согласно [4], различные виды кристаллической макроструктуры формируются в зависимости от значения температурного градиента. Так, в соответствии с полученными результатами вычислительного эксперимента, проведенного на основе математической модели формирования МС, получены графики градиента температуры и соотношения  $G/\sqrt{V_R}$  (рис. 5). При этом определены следующие структурные зоны в затвердевающем МС:

- корковая зона слитков  $G \geq 50 - 100$  град/см, которая образуется в виде мелких равноосных кристаллов (область – А), которая расположена у боковой области слитка. И является следствием быстрого теплоотвода в стенку изложницы в начале кристаллизации слитка;

- зона транскристаллизации –  $G = 20 - 50$  град/см, которая образуется в виде столбчатых кристаллов, простирается (область – Б) на большую часть слитка;

- переходная зона  $G = 5 - 20$  град/см от зоны транскристаллизации до зоны равноосных различным образом ориентированных кристаллов, расположена (область – В) ближе к центральной части слитка;

- зона равноосных (глобулярных) кристаллов –  $G = 1 - 5$  град/см, которая образуется в центральной части слитка.

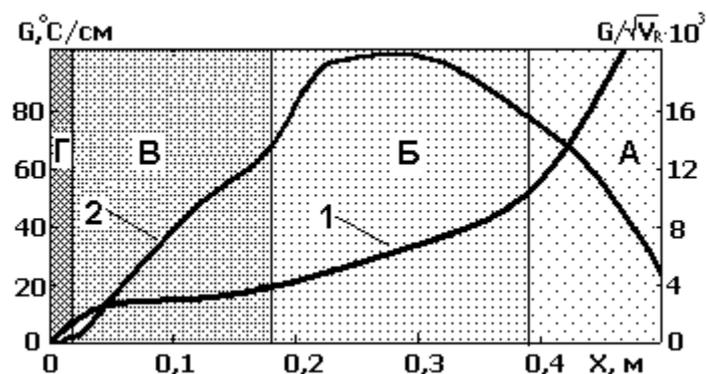


Рис. 5. Изменение структурных зон слитка в зависимости от градиента кристаллизации и скорости роста дендрита: А) корковая зона слитка; Б) зона транскристаллизации; В) переходная зона от зоны транскристаллизации до зоны равноосных кристаллов (различно ориентированные дендриты); Г) зона равноосных (глобулярных) кристаллов.  
1 – градиент температуры; 2 – соотношение величин –  $G/\sqrt{V_R}$

Таким образом, полученное расположение структурных зон является типичным для затвердевающих слитков, а их отличие происходит ввиду технологических отличий затвердевания многослойного слитка.

Поэтому расчеты, произведенные по представленной модели, позволяют прогнозировать расположение различных кристаллических структур в затвердевающем слитке.

### Выводы

Разработана математическая модель гидродинамических и теплофизических процессов при формировании композитных слитков, которая позволяет определить поля температуры, скорости расплава, твердой фазы при различных режимах разлива расплава в изложницу. Определены значения вертикальной составляющей на различных вертикалях слитка и изменение знака скорости при изменении потоков, как в вертикальном, так и в горизонтальном направлении.

Получена дендритная структура многослойного и армированного слитка. Размер кристаллов определялся во всем слитке, а также на границе слоя легированной стали в многослойном слитке, так и в армированном слитке на границе внутреннего холодильника.

Изменение структурных зон слитка в зависимости от градиента кристаллизации и скорости роста дендрита показывает, что расположение структурных зон является типичным для затвердевающих слитков, а их отличие происходит ввиду технологических отличий затвердевания многослойного слитка.

### Список литературы

1. Мелихов В. М. Численное исследование теплообменных процессов при формировании / В. М. Мелихов // Математичне моделювання. – 2010. – № 2 (24). – С. 59–62.
2. Мелихов В. М. Математическое моделирование теплообменных процессов и гидродинамики при формировании армированного слитка / В. М. Мелихов // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика : збірник наукових праць. – Випуск 1. – Дніпропетровськ : Нова ідеологія, 2010. – С. 124–134.
3. Затвердевание металлических композиций: производство и моделирование / [В. А. Лейбензон, Ф. В. Недопекин, В. В. Кондратенко, В. М. Мелихов и др.]. – Донецк : Юго-Восток, 2005. – 228 с.
4. Ефимов В. А. Разливка и кристаллизация стали / В. А. Ефимов. – М. : Metallurgia. – 552 с.
5. Шмрга Л. Затвердевание и кристаллизация стальных слитков / Л. Шмрга. – М. : Metallurgia, 1985. – 248 с.
6. Самойлович Ю. А. Стальной слиток. Затвердевание и охлаждение. Т. 2. / Ю. А. Самойлович, В. И. Тимошпольский, И. А. Трусова, В. В. Филиппов. Под общ. ред. В. И. Тимошпольского, Ю. А. Самойловича. – Мн. : Белорусская наука, 2000. – 637 с.
7. Мелихов В. М. Термодинамический анализ роста кристаллов в слитке / В. М. Мелихов, В. Ф. Комаров // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – 1998. – № 1. – С. 75–76.

*Рукопись поступила 03.10.2012 г.*

УДК 548.523:532.64

**Недопекин Ф.В.** – д.т.н., проф., Донецкий национальный университет (ДонНУ)

**Петренко А.А.** – м.н.с., ДонНУ

**Петренко В.И.** – ДонНУ

## **ВЛИЯНИЕ СИЛ ПОВЕРХНОСТНОГО НАТЯЖЕНИЯ НА УСТОЙЧИВОСТЬ ФРОНТА КРИСТАЛЛИЗАЦИИ И ФОРМИРОВАНИЕ ПОЛОС РОСТА ПИЛООБРАЗНОЙ ФОРМЫ**

*В работе впервые подробно рассмотрено влияние всех составляющих сил поверхностного натяжения: кристалл – расплав –  $\sigma_{к-ж}$ ; расплав – окружающая среда –  $\sigma_{ж-о}$  и гравитационной составляющей веса расплава в мениск на всех стадиях вытягивания кристалла и влияние этих сил на угол сопряжения поверхности мениска с вертикальной поверхностью кристалла.*

*Показано, что кристаллизация очередного слоя твердой фазы происходит в момент срыва переохлажденного расплава в мениске с вертикальной боковой поверхности кристалла на горизонтальную границу раздела фаз и образования в мениске «шейки». В этот момент происходит кристаллизация, форма мениска «консервируется» и на поверхности образуется пилообразная структура.*

*Ключевые слова: граница раздела фаз: расплав – тв. тело; поверхностные натяжения; переохлаждение расплава; дискретность кристаллизации; полосы роста; угол смачивания; диаметр кристалла.*

### **Актуальные проблемы кристаллизации и существующие модели**

Сегодня трудно представить современную промышленность, особенно металлургию, без выращивания монокристаллов и профильных изделий из расплавов. При переходе жидкой фазы в кристаллическую решающее значение имеют силы поверхностного натяжения на границе раздела фаз, взаимодействие которых изучено недостаточно.

При вытягивании из расплава монокристаллов и изделий на стабильность границы раздела решающее значение имеет форма мениска на границе раздела фаз кристалл – жидкость – окружающая среда и гравитационной составляющей веса мениска, и их влияния на рост кристалла стабильного диаметра [1].

В выращенных монокристаллах всегда имеются различного рода периодические неоднородности. Большинство из них объясняется

технологическими факторами: температурными и механическими колебаниями на границе раздела фаз. Наиболее распространенными неоднородностями являются полосы роста пилообразной формы, происхождение которых не имеет удовлетворительного объяснения [2].

Формированию полос роста периодичностью в несколько десятков микрон и менее предлагаются различные теоретические модели, основанные на несоответствии скорости роста и вытягивания кристалла.

По мнению одних авторов, их происхождение объясняется нестабильностью технологических и аппаратурных параметров, по мнению других – причиной образования полос роста является фундаментальный характер самого процесса фазового перехода, при котором кристаллизация осуществляется дискретно и с высокой скоростью, а температурные флуктуации на границе раздела фаз являются его следствием [3].

Отличительной особенностью полос роста периодичностью несколько десятков мк является их довольно стабильная внешняя форма, напоминающая «зуб пилы». Такой подход нельзя признать достаточно обоснованным, т.к. пилообразные полосы роста наблюдаются не только на поверхности монокристаллов при выращивании в любом кристаллографическом направлении и любым способом, но и на поверхности поликристаллических изделий, вытягиваемых из расплавов.

В данной работе рассматривается взаимодействие сил поверхностного натяжения на границе раздела фаз: *твердая фаза – жидкость*  $\sigma_{тж}$ , *жидкость – окружающая среда (газ)*  $\sigma_{ож}$  и гравитационной составляющей  $F_g$ . Процесс кристаллизации рассматривается пульсирующим, циклическим или взрывным, протекающим с высокой скоростью, также учитывается влияние предкристаллизационного переохлаждения  $\Delta T^-$ , что ранее не рассматривалось.

Для капли, находящейся в равновесии с твердым телом на горизонтальной поверхности и окружающей средой, справедливо соотношение:

$$\sigma_{тж} = \sigma_{ож} \cos \varphi. \quad (1)$$

Вектор действия силы  $\sigma_{ож}$  направлен в направлении противоположном действию вектора силы  $\sigma_{тж}$  на горизонтальной поверхности.

Но баланс сил поверхностного натяжения на плоскости имеет мало общего с ситуацией, когда расплав находится на вертикальной поверхности вытягиваемого кристалла. При вытягивании монокристаллов расплав в мениске в начальной стадии находится на вертикальной поверхности, или, после срыва мениска с боковой поверхности - на горизонтальной поверхности раздела фаз.

Из теоретических расчетов по нахождению аналитической зависимости, определяющей оптимальную форму столбика расплава, считается, что кристалл с постоянным поперечным сечением может расти только в том случае, если угол роста между касательной к поверхности мениска у границы раздела фаз и вертикальным направлением к наружной поверхности кристалла  $\varphi = 0$  [4]. Считается также, что если угол сопряжения фаз равен нулю, то вытягиваемый кристалл растет до постоянного диаметра. Если же  $\varphi \neq 0$ , то диаметр кристалла уменьшается или увеличивается в диаметре. В работе [5] представлен рис. 1, на котором показана форма мениска расплава согласно существующим представлениям.

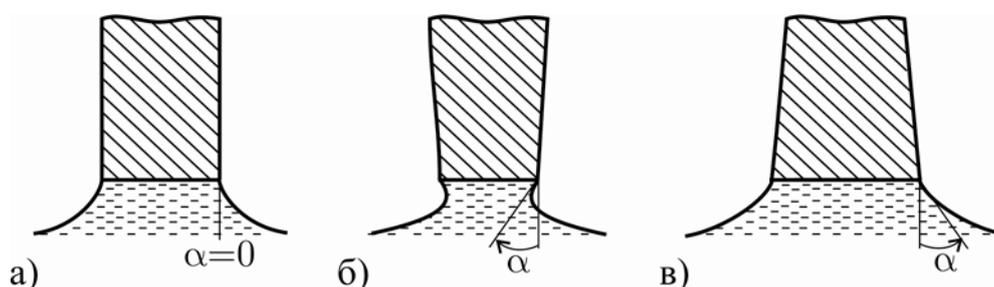


Рис. 1. Изменение контактного угла при вытягивании кристалла из расплава: а – стационарный рост –  $\alpha = 0^0$ ; б – сужение кристалла –  $\alpha < 0$ ; в – расширение кристалла –  $\alpha > 0$

Но это ничем не обоснованное теоретическое предположение противоречит экспериментальным данным, т.к. хорошо известно, что при вытягивании монокристаллов постоянного диаметра наблюдаемый угол наклона касательной к поверхности расплава в мениске не равен нулю и для различных материалов обычно составляет  $20 - 30^0$  [6]. Удовлетворительного объяснения расхождению между теорией и экспериментом в настоящее время нет. Высота мениска, обычно несколько мм, и наблюдать за ним очень сложно, особенно при высоких температурах.

Для определения высоты и формы профиля мениска на боковой поверхности вытягиваемого кристалла используется уравнение Лапласа [7], при решении которого предполагается, что на границе раздела фаз существует механическое равновесие веса столбика расплава и силы поверхностного натяжения  $\sigma_{тж}$ . находятся в равновесии:

$$2\pi R_{кр}\sigma_{тж} = \rho_{ж}gV_{м}, \quad (2)$$

где:  $R_{кр}$  – радиус кристалла;  $V_{м}$  – объем расплава в мениске;  $g = 9,8 \text{ м/с}^2$ ;  $\sigma_{тж}$  – сила поверхностного натяжения *твердое тело – жидкость*.

Влияние силы поверхностного натяжения *окружающая среда – жидкость* –  $\sigma_{ож}$  при этом не учитывается, что совершенно неверно,

т.к. именно эта сила играет решающую роль в балансе сил на линии сопряжения жидкой и твердой фаз, особенно в условиях, когда граница раздела фаз находится в неустойчивом состоянии, если угол сопряжения  $\varphi = 0$ .

Уравнение Лапласа в дифференциальной форме довольно сложно и решается обычно приближенно численными методами. Формулы, полученные из решения уравнения Лапласа, весьма разнообразны, однако удовлетворительно описывают форму профиля мениска только на некотором расстоянии от границы раздела фаз, а все процессы происходят как раз непосредственно на границе раздела жидкой и твердой фаз.

Современная аппаратура не позволяет изучить форму поверхности расплава в непосредственной близости от трехфазной линии, особенно при выращивании высокотемпературных кристаллов. Разрешающая способность аппаратуры составляет около  $50 \text{ мкм}$  [2]. Установлено, что угол смачивания  $\varphi_1$  между вертикальной поверхностью кристалла и касательной к поверхности мениска всегда равен, приблизительно,  $20 - 30^\circ$ . Для объяснения этого явления рассмотрим взаимодействия всех действующих сил на границе раздела фаз на всех стадиях вытягивания кристалла.

### Предлагаемая теоретическая модель кристаллизации на границе раздела фаз

Если твердое тело опустить в жидкость на любую глубину, то на границе сопряжения жидкость, окружающая среда и твердое тело образует мениск. По мере вытягивания твердого тела из жидкости параметры мениска не изменяются до тех пор, пока граница раздела фаз и верхняя кромка мениска не окажутся на одной линии.

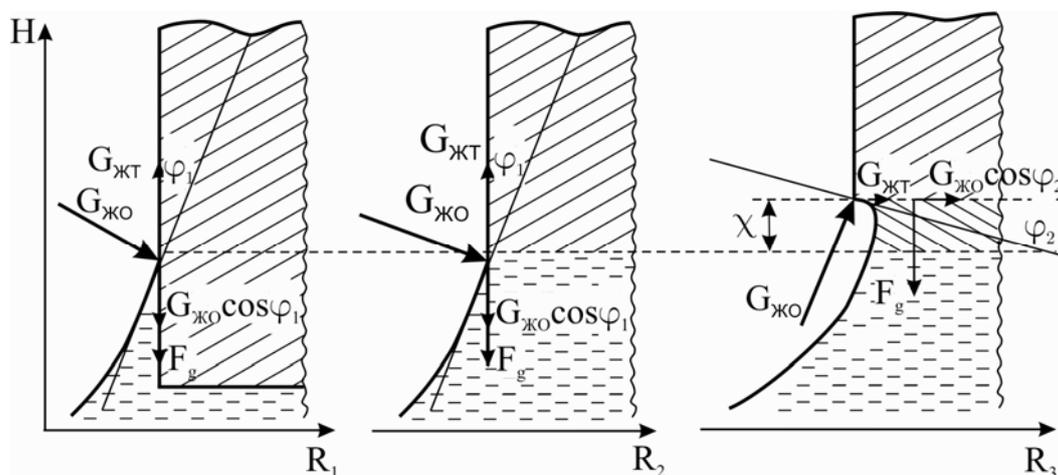


Рис. 2. Направления векторов сил поверхностного натяжения на разных стадиях вытягивания

$\chi = \text{const}$  – толщина закристаллизовавшегося слоя за один акт кристаллизации.

При дальнейшем подъеме твердого тела из жидкости в мениске, у границы раздела фаз, образуется «шейка», или перетяжка, что и приводит к быстрому отрыву жидкости от торцевой поверхности твердого тела.

Но это справедливо для жидкости, которая находится при температуре значительно выше температуры плавления. При вытягивании кристалла расплав находится при температуре близкой к температуре кристаллизации, т.е. в состоянии неустойчивого равновесия. Кроме того, во всех известных моделях кристаллизации не рассматривается влияние предкристаллизационного переохлаждения расплава  $\Delta T^-$ , которым обладает любой расплав.

Перед рассмотрением взаимодействия сил поверхностного натяжения на границе раздела фаз обозначим все взаимодействующие силы.

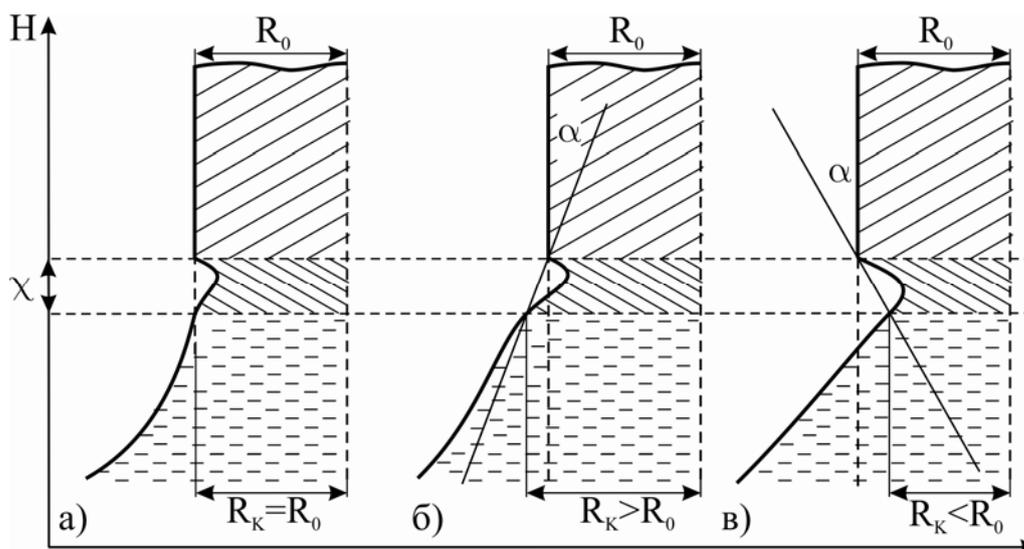


Рис. 3. Образование полос роста и изменение радиуса кристалла:  
 а) диаметр постоянный; б) диаметр увеличивается;  
 в) диаметр уменьшается

На рис. 2 показаны вектора сил, действующие на границе раздела фаз в обоих случаях, где:

1.  $F_g$  – гравитационная составляющая веса расплава в мениске.
2.  $\sigma_{тж}$  – поверхностное натяжение на границе *твердое тело – жидкость*, вектор силы которой всегда направлен вдоль поверхности твердого тела, благодаря чему и происходит смачивание вертикальной поверхности кристалла или границы раздела.

3.  $\sigma_{ож}$  – поверхностное натяжение *жидкость – окружающая среда*, вектор силы которой в каждой точке поверхности расплава направлен перпендикулярно к касательной поверхности капли. Именно эта сила стремится сформировать минимальную поверхность, в идеале – шар.

4.  $\sigma_{ож} \cos \varphi$  – проекция силы в горизонтальной плоскости, вектор действия которой направлен противоположно вектору силы  $\sigma_{тж}$ , благодаря которой капля не растекается по всей поверхности твёрдого тела, а стремится собраться в сферу.

5.  $\sigma_{ож} \sin \varphi$  – проекция силы поверхностного натяжения в вертикальном направлении, перпендикулярно границы раздела фаз, формирует профиль капли или мениска.

6.  $\varphi_1$  – угол сопряжения твердой и жидкой фаз между вертикальной поверхностью кристалла и касательной к поверхности мениска у границы раздела, когда край мениска еще находится на вертикальной поверхности кристалла.

7.  $\varphi_2$  – угол сопряжения между горизонтальной границей раздела фаз и касательной к прилегающей части поверхности мениска.

При погружении любого твердого тела в жидкость на любую глубину, его наружная поверхность смачивается этой жидкостью, образуя мениск силами поверхностного натяжения  $\sigma_{тж}$  и  $\sigma_{ож}$ . Высота мениска  $h$  и его профиль зависят от физико-химических характеристик вещества, которые определяет силу поверхностного натяжения, и не зависят от глубины погружения тела в жидкость. Высота мениска  $h$  остается постоянной вплоть до отрыва расплава от вытягиваемого тела (рис. 2). В этот момент баланс сил можно записать:

$$\sigma_{тж} - \sigma_{ож} \cos \varphi_1 = F_g \quad (3)$$

Левая часть уравнения остается постоянной и зависит только от угла смачивания с боковой поверхностью кристалла, который остается постоянным в конкретных условиях роста, т.к. силы поверхностного натяжения действуют только на поверхность расплава.

Гравитационная сила  $F_g$  равна весу расплава, удерживаемого в объеме мениска  $\Delta V_m$ , которая равна:

$$F_g = \rho_{ж} g \Delta V_m \quad (4)$$

Гравитационная сила пропорциональна высоте мениска  $h$ . Как только граница раздела фаз оказывается на одной линии с верхней границей мениска линия сопряжения фаз – это состояние является неустойчивым. Малейшие флюктуации в высоте мениска приводят к нарушению баланса сил на границе раздела фаз, это и является условием отрыва мениска от вытягиваемого кристалла. На рис. 2 показаны вектора сил, действующих на границе раздела.

Условие (3) сохраняется до тех пор, пока горизонтальная плоскость кристалла не окажется на одной линии с верхней частью мениска, по линии сопряжения фаз. При дальнейшем подъеме кристалла даже на незначительную высоту  $h + \Delta h$ , ситуация принципиально меняется. Происходит срыв мениска с боковой поверхности кристалла.

У границы раздела фаз в мениске происходит образование «шейки», что при дальнейшем подъеме приводит к отрыву расплава от горизонтальной плоскости кристалла.

Как только расплав окажется на нижней поверхности кристалла, угол смачивания изменяется на  $\approx 90^\circ$ , т.е. это уже угол между горизонтальной поверхностью твердой фазы и касательной к поверхности расплава в мениске  $\varphi_2$ , вектора сил поверхностных натяжений изменяются. Сила поверхностного натяжения  $\sigma_{mj}$  на боковой поверхности исчезает, теперь она действует только на торцевой поверхности кристалла. В этом случае вектор силы  $\sigma_{mj}$  направлен вдоль поверхности раздела, но в радиальном направлении, от периферии к центру кристалла. Вектор силы  $\sigma_{jo} \cos \varphi_2$  также действует на горизонтальной границе раздела от периферии к центру, и, как петлей, перетягивает «шейку» в мениске и стягивает площадь контакта мениска с торцевой поверхностью кристалла в точку. Гравитационная сила  $F_g$  остается прежней, но в этом случае она ничем не уравновешена. Это приводит к отрыву мениска от границы раздела.

В жидкостях с малой вязкостью этот процесс происходит столь быстро, что его зафиксировать очень сложно. Но в вязких жидкостях он хорошо наблюдается и фиксируется. В данном случае необходимо рассмотреть действие сил поверхностного натяжения именно в начальный момент, в момент отрыва мениска с боковой поверхности кристалла и образования «шейки». Но это происходит с обычными жидкостями при температурах значительно ниже температуры плавления и кристаллизации вещества [8].

При выращивании кристаллов расплав находится при температуре близкой к  $T_{кр} = T_{пл} - \Delta T^-$ , где  $\Delta T^-$  – предкристаллизационное переохлаждение расплава на границе раздела фаз. Это означает, что образование твердой фазы происходит только в том в том случае, когда температура на границе раздела фаз будет равна  $T_{кр}$ .

В работе [9] показано, что в температурном интервале  $\Delta T^-$  расплав находится не в метастабильном, а в устойчивом состоянии. Любой расплав кристаллизуется дискретно, т.е. циклически, предполагается, что со скоростью распространения звука. После очередного цикла кристаллизации температура на границе расплава повышается до  $T_{пл}$ , а затем охлаждается до  $T_{кр}$ , и кристаллизационный цикл повторяется. Согласно выполненным расчетам время полного цикла кристал-

лизации составляет  $10^{-3} - 10^{-5}$  с. Это значительно меньше скорости кинетических процессов перемещения расплава в мениске. Величина  $\Delta T^-$  может быть рассчитана по формуле, полученной в работе [9]. У различных веществ эта величина изменяется в широких пределах, от нескольких десятых до десятков градусов.

Процессы кристаллизации и изменение формы мениска на границе раздела фаз протекают одновременно и очень быстро. Мысленно разделим эти процессы – формирование мениска и процесс кристаллизации. На практике эти условия всегда происходят одновременно. С помощью скоростной киносъемки установлено, что фронт кристаллизации перемещается скачкообразно, циклически и с высокой скоростью [10]. Предельные скорости перемещения границы раздела фаз при вытягивании кристаллов на сегодняшний день не определены, однако различными экспериментальными методами достоверно установлено, что они составляет десятки и сотни метров в секунду [9].

Согласно принятым представлениям в теории кристаллизации считается, что скорость кристаллизации расплавов является функцией переохлаждения расплава на фронте кристаллизации, т.е. если  $\Delta T \geq 0$ , то и  $V_{кр} \geq 0$ . Предполагается, что предкристаллизационное переохлаждение расплава  $\Delta T_{кр}$  имеет случайный, или вероятностный характер [1, 3].

Не вникая в данной работе в проблему определения предельных скоростей кристаллизации, для проведения дальнейшего анализа примем, что скорость роста твердой фазы и тепловыделения на фронте кристаллизации существенно выше скоростей вытягивания и теплоотвода от границы фаз [9].

Рассмотрим физические процессы, происходящие на границе раздела фаз при вытягивании монокристаллов из расплава на различных стадиях и расположения изотерм в зоне мениска, предполагая, что  $V_{кр} \gg V_{выт.}$ .

В начальный момент, когда кристалл касается расплава и  $V_{выт} = 0$ , твердая и жидкая фазы находятся в равновесии при  $T \approx T_{пл.}$ , следовательно, граница раздела фаз является неподвижной. При подъеме кристалла ( $V_{выт} \neq 0$ ) граница раздела фаз перемещается вверх, на ней увеличивается глубина переохлаждения расплава, т.е.  $\Delta T \neq 0$ . Однако, экспериментально установлено, что образование твердой фазы происходит только при достижении некоторого критического переохлаждения  $\Delta T_{кр}^-$ . Именно в этом случае происходит кристаллизация.

### Примеры конкретных расчётов

В работах [8 – 12] предложена физическая модель импульсной кристаллизации расплавов, протекающая циклически со скоростью распространения звука. Предлагается ряд формул для расчета различ-

ных параметров кристаллизации. В предложенной модели считается, что предкристаллизационное переохлаждение расплава  $\Delta T_{кр}^-$  является физической константой вещества и зависит только от физико-химических констант вещества. Предложена формула для её расчета:

$$\Delta T_{кр}^- = \frac{4\sigma_{кжс} T_{пл} V_{кр} C}{1,27 L_{пл} \lambda}, \quad (5)$$

где  $T_{пл}$  – температура плавления вещества;  $V_{кр}$  – скорость кристаллизации расплава, предположительно, равная скорости звука при температуре, близкой к температуре плавления;  $C$  – удельная теплоемкость вещества;  $L_{пл}$  – удельная теплота плавления вещества;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности.

Как видно, в расчетную формулу входят только const материалов. Приводимые в [13] расчетные значения для многих веществ дают хорошее совпадение с известными экспериментальными данными, так например: у натрия  $\Delta T_{кр.}^- = 3,5^{\circ}\text{C}$ , у индия –  $30^{\circ}\text{C}$ , у теллура –  $122^{\circ}\text{C}$  и т.д.

Согласно этой модели  $T_{пл} = T_{кр} + \Delta T_{кр.}^-$ . В интервале  $T_{пл} > T > T_{кр}$  расплав находится в устойчивом состоянии, и кристаллизация не происходит.

Предкристаллизационное переохлаждение расплава  $\Delta T^-$  может быть также измерено экспериментально, специально разработанным методом БТА – Баллистическим Термическим Анализом [11].

В данном случае модель взрывной кристаллизации позволяет легко объяснить механизм образования пилообразных полос роста на поверхности.

Рассмотрим поэтапно динамику кристаллизации с учетом пульсирующего механизма кристаллизации.

1. Поверхность расплава находится при температуре плавления или несколько выше. При касании кристаллом расплава на его поверхности образуется мениск. Температура на границе фаз выше температуры плавления.

2. При подъеме границы раздела фаз температура на её границе понижается, но высота мениска от этого не изменяется. Температура  $T_{зф}$  на границе раздела фаз ниже температуры плавления, но выше температуры кристаллизации, и кристаллизации не происходит, т.к.  $T_{пл} > T_{зф} > T_{кр}^-$

3. Граница раздела фаз поднимается до предельной высоты мениска, до линии сопряжения фаз, но срыва расплава с боковой поверхности  $\phi$  кристалла еще не произошло. Температура на фронте кристаллизации близка ниже  $T_{кр}^-$

4. При подъеме границы раздела фаз чуть выше высоты мениска, происходит срыв расплава с боковой поверхности кристалла, на

границе раздела фаз образуется «шейка». В этот момент увеличивается площадь поверхности вблизи раздела фаз, а на это необходима затрата энергии, которая может быть почерпнута только из объема расплава, примыкающего к твердой фазе. Это приводит к резкому дополнительному охлаждению поверхности расплава, переохлаждение достигает критической величины  $\Delta T_{кр}$ , что инициирует кристаллизацию. Поскольку  $V_{кр} \gg V_{выт.}$ , выделившаяся теплота кристаллизации не успевает отводиться, температура на границе раздела фаз быстро достигает  $T_{пл}$  и кристаллизация прекращается. Очевидно, что следующий цикл кристаллизации возникнет только тогда, когда граница раздела фаз снова поднимется на ту же высоту  $\Delta h$ .

Если высота мениска обычно составляет несколько мм, то толщина закристаллизовавшегося слоя  $\chi_{кр}$  на два – три порядка меньше.

### Формирование полос роста и изменения диаметра кристалла

В работе [13] дается формула для вычисления толщины закристаллизовавшегося слоя за один акт кристаллизации:

$$\chi_{кр} = 1,27 \mathfrak{R} V_{кр}^{-1}, \quad (6)$$

где  $\mathfrak{R}$  – коэффициент температуропроводности твердой фазы при  $\approx T_{пл}$ .

Следует обратить внимание, что толщина закристаллизовавшегося слоя в едином акте кристаллизации всегда постоянна и не зависит от технологических параметров роста.

Результаты расчетов в [12, 13] толщины закристаллизовавшегося слоя близки к известным экспериментальным данным. Например: для кремния  $\chi_{кр} = 2,4 \cdot 10^{-6}$  м, а для калия  $\chi_{кр} = 312 \cdot 10^{-6}$  м и т.д.

Параметры «шейки» в мениске на границе раздела фаз, наоборот, существенно зависят от технологических параметров роста, т.к. профиль поверхности расплава определяется осевыми и радиальными градиентами к границе раздела. Если провести вертикальную линию вдоль кристалла, то она пересечется с поверхностью мениска. Расстояние от границы раздела до поверхности мениска, в зависимости от температурных градиентов, может изменяться значительно. Она может быть равна толщине закристаллизовавшегося слоя. В этом случае радиус вновь закристаллизовавшегося слоя будет равен радиусу исходного кристалла, и кристалл будет расти до постоянного диаметра. Но этот размер может быть больше или меньше толщины  $\chi_{кр}$ . В этом случае радиус закристаллизовавшегося слоя будет больше или меньше радиуса исходного кристалла, а, следовательно, диаметр растущего кристалла будет увеличиваться или уменьшаться с каждым новым слоем кристаллизации. На рис. 3 показаны касательные к новому профилю растущего кристалла.

Рассмотренный механизм кристаллизации позволяет объяснить образование пилообразных полос роста на поверхности кристалла, механизм изменения диаметра выращиваемого кристалла при угле сопряжения  $\varphi > 0$ , т.е. при  $\varphi = 20 - 30^\circ$ , как это и наблюдается в эксперименте.

Необходимо оценить и временные характеристики кинетических процессов, происходящих на границе раздела фаз в импульсном режиме кристаллизации.

У различных веществ длительность единичного акта кристаллизации изменяется в широких пределах. Согласно расчетов, выполненных в [13], например: у кремния Si  $\tau_{кр} = 4 \cdot 10^{-13}$  с, у индия In  $\tau_{кр} =$  до  $10^{-11}$  с.

Полный цикл единичного акта (кристаллизации и охлаждения) составляет  $10^{-4} - 10^{-5}$  с.

Формулы для расчета длительности растекания (или сбегания)  $\tau_p$  расплава по торцевой поверхности кристалла нет, но его можно приблизительно оценить из известных экспериментальных данных.

При исследовании кинетики растекания жидких капель между двумя горизонтальными подложками с помощью скоростной кино съемки установлено, что краевой угол смачивания с момента контакта капли с верхней пластиной приобретает равновесие за среднее время порядка  $\approx 10^{-4}$  с –  $10^{-3}$  с [13].

При киносъемке со скоростью 4000 кадр/с, поведение фронта кристаллизации на соседних кадрах удастся зарегистрировать только его начальное и конечное положение, откуда следует, что  $\tau \approx 10^{-4}$  с. Длительность кристаллизации в единичном акте на 4 – 5 порядков меньше [13]. Из проведенного анализа следует, что время "стояния" и остывания фронта кристаллизации на несколько порядков больше времени, необходимого для образования нового слоя твердой фазы в единичном акте кристаллизации толщиной  $\chi_{кр}$ .

При быстром ( $\tau_{ср} < 10^{-4}$  с) изменении формы поверхности мениска процесс является адиабатическим и энергия, необходимая для увеличения поверхности расплава в шейке мениска, может быть почерпнута только за счет потери кинетической энергии поверхностных атомов в мениске, которые, в свою очередь, отбирают ее из более глубоких слоев [14].

Граница фронта кристаллизации чутко реагирует на сотые, а возможно, и тысячные доли градуса. Пульсирующий или колебательный режим кристаллизации характерен не только для метода Чохральского, но и для любого другого метода. При получении монокристаллов методом Степанова установлено, что кристаллизация расплава не происходит до тех пор, пока граница раздела фаз не достигнет неко-

торой критической высоты  $h$ , после достижения которой наблюдается внезапная кристаллизация, сопровождаемая периодическим сбросом слоев роста на 10 – 20 мкм, и процесс повторяется.

Технологические, аппаратурные, особенно, конвективные процессы в расплаве, безусловно, оказывают влияние на кинетику кристаллизации и морфологию поверхности выращиваемых кристаллов, однако не могут изменить физическую сущность механизма периодической, пульсирующей кристаллизации.

### Выводы

1. В работе впервые рассмотрены все процессы кристаллизации при выращивании кристаллов на основании модели взрывной, импульсной кристаллизации, протекающей со скоростью звука.
2. Приводятся формулы для расчета основных параметров кристаллизации, полученные на базе предложенной модели.
3. Рассмотрено взаимодействие сил поверхностного натяжения  $\sigma_{кж}$ ,  $\sigma_{ож}$  и  $F_g$  на вертикальной и горизонтальной поверхностях кристалла.
4. Сформулированы условия срыва мениска с вертикальной поверхности кристалла и условия отрыва расплава от границы раздела фаз при угле смачивания не равным нулю.
5. Впервые дано объяснение образования полос роста пилообразной формы на поверхности кристалла и формула для расчета их периода.
6. Сформулированы условия выращивания кристалла постоянного диаметра при угле сопряжения расплава с кристаллом не равным нулю.
7. Впервые учтено влияние предкристаллизационного переохлаждения  $\Delta T^-$  на кинетику кристаллизации и образование полос роста пилообразной формы в кристаллах.

### Список литературы

1. Проблемы роста кристаллов. – М. : Мир, 1968. – гл. 3. – 392 с.
2. Найдич Ю. В. Контактные явления в металлических расплавах / Ю. В. Найдич. – К. : Наук. Думка, 1972. – 196 с.
3. Конаков П. К. Тепло- и массообмен при получении монокристаллов / П. К. Конаков. – М. : Metallurgia, 1971. – 238 с.
4. Найдич Ю. В. Капиллярные явления в процессах роста и плавления кристаллов / Ю. В. Найдич, В. Н. Перевертайло, Н. Ф. Григоренко. – К. : Наук. Думка, 1983. – 98 с.
5. Кузьменко В. Н. ЖЭТФ / В. Н. Кузьменко, В. И. Мельников. – 1982. – Т. 82. – № 3. – С. 802–809.

6. Кикоин И. К. Молекулярная физика / И. К. Кикоин, А. К. Кикоин. – М. : Физмат-гиз, 1963. – 500 с.
7. Тепло- и массообмен при получении монокристаллов / [Верович Г. Е., Горяинов Л. А., Зарувинская Л. А. и др.]. – М. : Металлургия, 1971. – 238 с.
8. Овсиенко Д. Е. в кн. : Рост и дефекты металлических кристаллов. – К. : Наук.думка. – 1972. – С. 135–169.
9. Свойства элементов. Справочник / Под ред. М. Е. Дрица. – М. : Металлургия, 1985. – 672 с.
10. Недопекин Ф. В. Механизм формирования пилообразной полосчатой структуры на поверхности монокристаллов, выращиваемых из расплава / Недопекин Ф. В., Петренко А. А. – Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика. – Випуск 4. – 2012. – С. 156–166.
11. Александров В. Д. Эффект скачкообразного перехода от равновесной кристаллизации капель висмута к неравновесно – взрывной / Александров В. Д., Петренко В. И. – Письма в ЖТФ. – 1983. – Т. 9. – В. 22. – С. 1354–1356.
12. Александров В. Д. Новые экзо- и эндотермические эффекты в расплаве теллура, обнаруженные методом БТА / Александров В. Д., Петренко В. И. – Ж. Расплавы. – 1988. – Т. 2. – В. 5. – С. 29–34.
13. Таблицы физических величин. Справочник / Под ред. И. К. Кикоина. – М. : Атомиздат, 1976. – 1006 с.
14. Александров В. Д. О механизме возникновения взрывной кристаллизации в переохлаждённых расплавах. В кн. : Современная технология получения малопористых слитков из цветных сплавов / Александров В. Д., Петренко В. И. – К. : КПИ, 1983. – С. 87–89.

*Рукопись поступила 06.10.2012 г.*

УДК 621.783.231.7.001.2

**Радченко Ю.М.** – к.т.н., доц., Національна металургійна академія України (НМетАУ)

**Фідзефич К.В.** – студентка, НМетАУ

## ДОСЛІДЖЕННЯ КОНВЕЄРНОЇ ПЕЧІ ДЛЯ ТЕРМООБРОБКИ КОЛЕС

*У статті приведено опис конструкції конвеєрної печі для термообробки залізничних коліс і основні показники роботи за існуючих умов. Здійснено розрахунок печі і виконано аналіз показників теплової роботи печі і визначені шляхи вдосконалення агрегату.*

*Ключові слова: енергоефективність; конвеєрна піч; термообробка; рециркуляція; спалювання палива.*

### Вступ

Нагрівальні і термічні печі, що широко використовуються в металургії та машинобудуванні України, є енергоємними агрегатами, що обумовлено їх універсальністю з погляду теплової обробки і сортаменту металу. При цьому вони працюють в рамках застарілих технологій і, як правило, фізично зношені.

Вихід з ситуації, що склалася, неможливий без реконструкції виробництва, створення нових економічно ефективних і екологічно безпечних технологій.

Останнім часом енергозбереження при нагріві матеріалів в печах було пов'язане з роботами, що велися за наступними напрямками [1]:

- оптимізація і раціоналізація режимів нагріву металу;
- підвищення ефективності роботи пристроїв, що утилізують теплоту продуктів згоряння;
- зниження теплових втрат з робочого простору.

Вирішальним чинником при реалізації заходів щодо енергозбереження є економічні показники: економічний ефект, термін окупності. Найпривабливішими є заходи, що не пов'язані з дорогою реконструкцією пічних агрегатів.

Розробка проектів повинна базуватися на певних кількісних даних, що характеризують роботу теплового агрегату. Такі дані можливо отримати для діючої печі з натурних експериментів, або шляхом математичного моделювання.

### Постановка задачі

Метою даної роботи становить визначення шляхів підвищення енергоефективності прохідної конвеєрної печі для термообробки залізничних коліс для умов конкретного підприємства.

Для досягнення поставленої мети у даній роботі виконано перевірочний розрахунок конвеєрної печі ВАТ "Інтерпайп НТЗ", що дозволило провести аналіз її теплової роботи та зважено підійти до розробки заходів по удосконаленню печі.

### 1 Характеристика колісного виробництва

В Україні ВАТ "Інтерпайп НТЗ" – є найбільшим виробником і постачальником сталевих труб широкого спектру вживання, а також одним з трьох в СНД виробників залізничних коліс і бандажів. Це багатопрофільне сучасне підприємство, оснащене власним сталеплавильним комплексом, п'ятьма трубопрокатними, колесопрокатним і колесобандажними виробництвами.

Залізничні колеса є головними елементами конструктивного вузла ходової частини локомотивів та потягів, найвідповідальнішими деталями рухомого складу залізничних доріг.

Суцільнокатані колеса для залізничного транспорту відносяться до спеціальних видів прокату. Сортамент коліс, що виробляють на підприємстві приведено у таблиці 1.1.

Таблиця 1.1

Сортамент суцільнокатаних залізничних коліс

№ п/п	Найменування	Маса колеса, кг
1	Колеса для вантажних / пасажирських вагонів, діаметр 950 мм	450 / 370
2	Колеса для тепловозів, діаметр 955 мм	450
3	Колеса для вагонів метро, діаметр 915 мм	440
4	Колеса для тепловозів(електровозів), діаметр 958 мм	500

Найбільш повно умовам експлуатації, з урахуванням маси та конструкції коліс, відповідають середньовуглецеві та високовуглецеві конструкційні якісні сталі з підвищеним вмістом марганцю без (або) з додаванням ванадію.

## 2 Дослідження конвеєрної печі

### 2.1 Характеристика печі

У технологічній лінії виготовлення коліс, після пресово-прокатної ділянки встановлені конвеєрні печі для протифлокеної обробки коліс.

Колісна сталь при вмісті в ній водню більш  $4 \text{ см}^3$  на 100 г металу є флокеночутливою. У такому випадку, при природному охолодженні коліс після прокатки на повітрі, в ободі коліс можуть виникати флокени. Тому, для попередження їх виникнення, колеса після прокатки та клеймування охолоджують на повітрі від температур кінця прокатки ( $900 - 1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ) до температури на поверхні ступиці (найбільш масивної частини колеса)  $650 - 600 \text{ }^\circ\text{C}$ , після чого подають їх для ізотермічної витримки у конвеєрну піч [2].

Подача коліс здійснюється рівномірно на кожну піч із суворим чергуванням порядку завантаження печей. Температура посаду коліс до печі  $600 - 650 \text{ }^\circ\text{C}$ , тривалість витримки при цій температурі приблизно 4,5 години.

Піч являє собою камеру прямокутного перетину, викладену з шамотної цегли з ізоляцією діатомовою. Склепіння печі – підвісне, з легковагової шамотної цегли.

Переміщення коліс у печі здійснюється за допомогою ланцюгового конвеєру. Колеса навішуються на гаки, які проходять крізь повздовжню щілину у склепінні печі, яка перекивається захисною пластиною, укріпленою на конвеєрі, що ковзає по направляючих трубах. Площина колеса перпендикулярна напрямку руху конвеєра. Робоча частина конвеєра проходить по всій довжині печі, каретки гаків та направляючий шлях, за яким рухаються каретки, поміщені до металевого коробу, де за допомогою подання повітря підтримується позитивний тиск, який виключає вихід димових газів з робочого простору печі до короба. Повітря подається шістьма вентиляторами типу ЦЧ-10 до системи повітропроводів, звідки крізь сопла надходить до короба конвеєра печі. Щоб запобігти перегріву та передчасному зношуванню каретки, температура у коробі по всій його довжині дотримується на рівні не вище  $150 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Піч по довжині розділена на п'ять теплових зон. Кожна зона має індивідуальну виносну топку, розташовану суміжно з повздовжньою стіною печі, що відділяє топку від робочого простору печі.

Природний газ спалюється у кожній топці за допомогою трьох пальників типу ГНП-9. Регулювання кожної топки індивідуальне. Повітря на горіння подається трьома вентиляторами типу ВМ-15 на повітряні колектори усіх трьох печей. Четвертий вентилятор знаходиться у резерві.

Щоб забезпечити заданий температурний режим у печі, передбачена та здійснюється рециркуляція продуктів згоряння. Для створення руху газів за контуром рециркуляції на виході зон встановлені індивідуальні димососи типу ВГД-13,5. Продукти згоряння з топки по вертикальному каналу опускаються в горизонтальний канал, де змішуються з рециркулянтном та через систему підподових каналів поступають до робочого простору печі. Відведення продуктів згоряння з печі здійснюється димососом крізь отвір у подині кожної зони печі. Стійкість димососів обмежує температуру теплоносія (до 400 °С). Тому перед димососом продукти згоряння розбавляють холодним повітрям. Кількість повітря, що підсмоктується, регулюється дроселем. Після димососу продукти згоряння розділяються на два потоки. Один потік змішується з гарячими продуктами згоряння, що йдуть з топки, знижує їх температуру до 700 – 800 °С та крізь вікна (фурми) виходить у робочий простір печі. Другий потік через димову трубу викидається у атмосферу.

З метою зменшення теплових витрат крізь вікна посаду та видачі, у торцях печі з обох боків передбачено по чотири тамбури. Колеса, рухаючись з одного тамбура у другий, по чергово зачиняють вхідні та вихідні отвори у перегородках тамбурів.

На кожен теплову зону передбачено дистанційне та автоматичне керування тепловим режимом печі [2].

## 2.2 Розрахунок печі

У випадку, коли задача полягає в отриманні первинних укрупнених даних з роботи печі, для математичного моделювання використовували досить простий інженерний метод.

### 2.2.1 Розрахунок спалювання палива

Конвеєрна піч опалюється природним газом з нижчою теплотою згоряння 33,85 МДж/м<sup>3</sup>, склад палива наведено у табл. 2.1. У зв'язку з тим, що стандартна калориметрична температура горіння природного газу складає близько 2100 °С, а температура у робочому просторі печі повинна бути на рівні 720...760 °С, то спалювання газу у виносних топках здійснюється при значному надлишку повітря при подальшому додаванні рециркулянту на охолодження диму.

Таблиця 2.1

Склад природного газу

Газ	CO <sub>2</sub>	CO	H <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>4</sub>	O <sub>2</sub>	Σ
%	0,3	0,6	2,0	3,0	93,0	0,6	0,5	100,0

Розрахунок спалювання газу при різних значеннях коефіцієнту витрати повітря виконали за допомогою стандартної методики [3]. Основні результати представлено в табл. 2.2.

Таблица 2.2

Результати розрахунку

Коефіцієнт витрати повітря $n$	Загальна кількість продуктів згоряння $V_d, \text{м}^3/\text{м}^3$	Склад диму, %				Калориметрична температура $t_{\text{кал}}, \text{°C}$
		CO <sub>2</sub>	H <sub>2</sub> O	N <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>	
1,0	9,96	9,54	18,99	71,47	0	2038
1,6	15,35	6,19	12,32	74,11	7,37	1429
2,0	18,94	5,02	9,99	75,04	9,95	1196

### 2.2.2 Розрахунок теплових витрат крізь кладку

Теплові витрати крізь кладку печі визначали за формулою плоскої стінки, без урахування теплоти, що пішла на її розігрів до робочого стану:

$$q = \frac{t_{\text{вс}} - t_{\text{зов}}}{\frac{1}{\alpha_{\text{вс}}} + \frac{S_1}{\lambda_1} + \frac{S_2}{\lambda_2} + \frac{1}{\alpha_{\text{зов}}}}, \text{Вт}/\text{м}^2, \quad (2.1)$$

де  $\alpha_{\text{вс}}$  та  $\alpha_{\text{зов}}$  – сумарні коефіцієнти тепловіддачі від газів всередині печі до стінки та зовні стінки,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{K})$ ;  $\lambda_1$  та  $\lambda_2$  – середні коефіцієнти теплопровідності матеріалу першого та другого шарів стінки,  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$ ;  $S_1$  та  $S_2$  – товщини шарів стінки, м;  $t_{\text{вс}}$  та  $t_{\text{зов}}$  – температури газів, відповідно всередині печі та зовні,  $\text{°C}$ .

Коефіцієнт тепловіддачі від газів до кладки в печі визначали з урахуванням випромінювання і конвекції за стандартною методикою [3].

Для прийнятих умов отримали:

$$\alpha_{\text{вс}} = \alpha_{\text{вип}} + \alpha_{\text{конв}} = 62,49 + 9,6 = 72,09, \text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{K}), \quad (2.2)$$

де  $\alpha_{\text{вип}}$  – коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням;  $\alpha_{\text{конв}}$  – коефіцієнт тепловіддачі конвекцією.

Середні значення коефіцієнтів теплопровідності кладки печі:

– внутрішній шар з шамотної цегли:

$$\lambda_1 = \lambda_{01} + b_1 \cdot \bar{t}_1 = 0,696 + 0,638 \cdot \frac{545}{1000} = 1,044, \text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K}); \quad (2.3)$$

– зовнішній шар з діатомової цегли:

$$\lambda_2 = \lambda_{02} + b_2 \cdot \bar{t}_2 = 0,232 + 0,232 \cdot \frac{195}{1000} = 0,277, \text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K}), \quad (2.4)$$

де  $\bar{t}_1$  – середня температура внутрішнього шару кладки,  $\text{°C}$ ;  $\bar{t}_2$  – середня температура зовнішнього шару кладки,  $\text{°C}$ .

Сумарний коефіцієнт тепловіддачі від зовнішньої поверхні кладки:

$$\alpha_{\text{нар}} = 6,62 + 7,15 = 13,77 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}), \quad (2.5)$$

де 6,62 – коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням; 7,15 – коефіцієнт тепловіддачі конвекцією.

За формулою (2.1) щільність теплового потоку через кладку стін печі становитиме:

$$q_{\text{кл}} = \frac{720-20}{\frac{1}{72,09} + \frac{0,300}{1,04} + \frac{0,116}{0,277} + \frac{1}{13,77}} = 882 \text{ Вт}/\text{м}^2. \quad (2.6)$$

При площі зовнішньої поверхні стін  $F_{\text{зов}} = 1697 \text{ м}^2$ , втрати теплоти крізь кладку печі будуть дорівнювати:

$$Q_{\text{прп}} = q_{\text{кл}} \cdot F_{\text{зов}} = 882 \cdot 1697 = 1494 \text{ кВт}. \quad (2.7)$$

### 2.2.3 Розрахунок теплового дефіциту процесу

Технологією термообробки передбачається ізотермічна витримка виробів при температурі на рівні 600 – 620 °С на протязі певного часу. За умови, що можливі коливання температури посаду коліс у піч, необхідно забезпечити деякий запас теплової потужності печі. Для чого розраховуємо тепловий дефіцит процесу:

$$\begin{aligned} \Delta I &= C_{\text{ме}} \cdot (t_{\text{кін}} - t_{\text{поч}}) = 575,5 \cdot (605 - 500) = \\ &= 60427,5 \text{ Дж}/\text{кг}, \end{aligned} \quad (2.8)$$

де  $t_{\text{кін}} = 605 \text{ °С}$  – температура виробів при ізотермічній витримці;  $t_{\text{поч}} = 500 \text{ °С}$  – температура виробів при посаді у піч;  $C_{\text{ме}} = 575,5 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$  – питома теплоємність сталі.

Визначаємо кількість теплоти, яку необхідно підводити у піч для підігріву виробів до заданої температури (засвоєну теплову потужність печі):

$$M_{\text{зас}} = P \cdot \Delta I = 3,525 \cdot 60427,5 = 213 \text{ кВт}, \quad (2.9)$$

де  $P = 3,525 \text{ кг}/\text{с}$  – продуктивність конвеєрної печі.

### 2.2.4 Розрахунок тривалості підігрівання коліс

Оцінку тривалості підігріву виконаємо замінивши реальне залізне колесо складної форми на диск еквівалентної товщини.

Товщину еквівалентного диску визначаємо за умови незмінності маси колеса:

$$M_{\text{диск}} = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot S \cdot \rho_{\text{ме}} = M_{\text{кол}}, \quad (2.10)$$

де  $M_{\text{кол}}$  – маса колеса, кг;  $M_{\text{диск}}$  – маса еквівалентного диска, кг;  $S$  – товщина диска, м;  $d$  – діаметр колеса (диска), м;  $\rho_{\text{ме}}$  – густина матеріалу колеса,  $\text{кг}/\text{м}^3$ .

З формули (2.10) визначаємо:

$$S = \frac{M_{\text{кол}} \cdot 4}{\pi \cdot d^2 \cdot \rho_{\text{ме}}} = \frac{470 \cdot 4}{3,14 \cdot 1,010^2 \cdot 7800} = 0,075 \text{ м.} \quad (2.11)$$

Так як колесо нагрівається з обох боків (симетричний нагрів), то розрахунковий розмір колеса становитиме:

$$R = S/2 = 0,075/2 = 0,037 \text{ м.} \quad (2.12)$$

Тривалість нагріву визначаємо за формулою «термічно тонкого» тіла [4]:

$$\tau_{\text{н}} = \frac{R \cdot \rho_{\text{ме}} \cdot C_{\text{ме}}}{k_1 \cdot \alpha_{\Sigma}} \cdot \ln \frac{t_{\text{вс}} - t_{\text{поч}}}{t_{\text{вс}} - t_{\text{кін}}}, \quad (2.13)$$

де  $k_1$  – коефіцієнт форми тіла;  $\alpha_{\Sigma}$  – сумарний коефіцієнт тепловіддачі від газів до металу.

$$\alpha_{\Sigma} = \alpha_{\text{вип}} + \alpha_{\text{конв}} = 130,79 + 9,6 = 140,39 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)},$$

де  $\alpha_{\text{вип}}$  – коефіцієнт тепловіддачі випромінюванням;  $\alpha_{\text{конв}}$  – коефіцієнт тепловіддачі конвекцією.

Підставляючи у формулу (2.13), знаходимо:

$$\tau_{\text{н}} = \frac{0,037 \cdot 7800 \cdot 575,5}{1 \cdot 140,39} \cdot \ln \frac{720 - 500}{720 - 605} = 767 \text{ с.}$$

### 2.2.5 Визначення параметрів димових газів на вході до печі

Для термообробки коліс використовується суміш продуктів згоряння з рециркулянтном з температурою на вході у піч на рівні  $t_{\text{см}} = 720$  °С. Для її утворення свіжі продукти згоряння розбавляють рециркулянтном з температурою  $t_{\text{рец}} = 360$  °С (за умови стійкості димососів).

Потрібну пропорцію при змішуванні визначаємо з рівняння теплового балансу рециркулянту, свіжих продуктів згоряння і суміші, що утворюється:

$$V_{\text{д}}^{\text{св}} \cdot i_{\text{кал}} + V_{\text{рец}} \cdot i_{\text{рец}} = (V_{\text{д}}^{\text{св}} + V_{\text{рец}}) \cdot i_{\text{см}}, \quad (2.14)$$

де  $V_{\text{д}}^{\text{св}}$  – об'єм свіжих (не розбавлених) продуктів згоряння, що утворюється при спалюванні одного кубометру газу, м<sup>3</sup>дим/м<sup>3</sup>пал;  $V_{\text{рец}}$  – об'єм рециркулянту, що додається до продуктів згоряння, м<sup>3</sup>рец/м<sup>3</sup>пал;  $i_{\text{кал}}$ ,  $i_{\text{рец}}$ ,  $i_{\text{см}}$  – питома ентальпія, відповідно свіжих продуктів згоряння, рециркулянту та суміші, Дж/м<sup>3</sup>.

Приймаємо, що у виносних топках природний газ спалюється з коефіцієнтом витрати повітря  $n = 2,0$ . Тоді, питома ентальпія диму з калориметричною температурою  $t_{\text{кал}} = 1196$  °С становитиме  $i_{\text{кал}} = 1701,9$  кДж/м<sup>3</sup>. Питома ентальпія суміші з необхідною температурою суміші  $t_{\text{см}} = 720$  °С складає  $i_{\text{см}} = 1024,5$  кДж/м<sup>3</sup>. Питома ентальпія рециркулянту з температурою  $t_{\text{рец}} = 360$  °С дорівнює  $i_{\text{рец}} = 512,3$  кДж/м<sup>3</sup>.

З рівняння (2.14) визначаємо кількість рециркулянту, що додається до свіжого диму з розрахунку на один кубометр палива, що спалюється:

$$V_{\text{рец}} = \frac{V_{\text{д}}^{\text{св}} \cdot i_{\text{кал}} - V_{\text{д}}^{\text{св}} \cdot i_{\text{см}}}{i_{\text{см}} - i_{\text{рец}}} = \frac{V_{\text{д}}^{\text{св}} \cdot (i_{\text{кал}} - i_{\text{см}})}{i_{\text{см}} - i_{\text{рец}}} =$$

$$= \frac{18,94 \cdot (1701,9 - 1024,5)}{1024,5 - 512,5} = 25,05 \text{ м}^3 \text{ рец/м}^3 \text{ пал.}$$

Таким чином, для отримання суміші з заданою температурою (720 °С), до свіжих продуктів згоряння, що утворюються при спалюванні кожного кубометру природного газу, необхідно додавати 25,05 м<sup>3</sup> рециркулянту. Тобто, кількість суміші, що утворюється, в розрахунку на 1 м<sup>3</sup> палива, що згоряє, становить:

$$v_{\text{см}} = V_{\text{д}}^{\text{св}} + V_{\text{рец}} = 18,94 + 25,05 = 43,99 \text{ м}^3 \text{ см/м}^3 \text{ пал.} \quad (2.15)$$

### 2.2.5 Тепловий баланс та показники процесу

Для визначення годинної витрати палива та оцінки теплотехнічної досконалості конвеєрної печі складаємо тепловий баланс процесу термообробки.

Джерелом тепlopостачання у піч є суміш свіжих продуктів згоряння (диму) та рециркулянту у загальній кількості  $V_{\text{см}}$  з температурою  $t_{\text{см}} = 720$  °С.

Ця теплота витрачається:

- на підігрів коліс  $Q_{\text{ме}} = M_{\text{зас}} = 213$  кВт;
- на компенсацію витрат крізь кладку  $Q_{\text{прп}} = 1494$  кВт;
- з димовими газами, що виходять з печі  $Q_{\text{д,ух}} = V_{\text{см}} \cdot i_{\text{ух}}$ .

Потрібну кількість газів визначаємо з рівняння миттєвого теплового балансу суміші:

$$V_{\text{см}} \cdot i_{\text{см}} = Q_{\text{ме}} + Q_{\text{прп}} + V_{\text{см}} \cdot i_{\text{ух}}, \quad (2.16)$$

де  $i_{\text{ух}}$  – питома ентальпія диму, що виходить з робочого простору печі.

Так як температура газів, що виходять з печі, не повинна бути меншою за температуру ізотермічної витримки коліс, то приймаємо температуру димових газів, що виходять з печі, на рівні  $t_{\text{д,ух}} = 605$  °С (питома ентальпія  $i_{\text{ух}} = 860,9$  кДж/м<sup>3</sup>).

З формули (2.16) знаходимо витрату суміші:

$$V_{\text{см}} = \frac{Q_{\text{ме}} + Q_{\text{прп}}}{i_{\text{см}} - i_{\text{ух}}} = \frac{213 + 1494}{1024,5 - 860,9} = 10,435 \text{ м}^3 / \text{с}. \quad (2.17)$$

Така кількість газів буде забезпечена при годинній витраті палива:

$$V_{\text{г}} = \frac{V_{\text{см}}}{v_{\text{см}}} = \frac{10,435}{43,99} = 0,237 \text{ м}^3 / \text{с} \quad (853,2 \text{ м}^3 / \text{год}). \quad (2.18)$$

Питомі витрати теплоти та умовного палива:

$$k = \frac{M_{\text{заг}}}{P} = \frac{V_{\Gamma} \cdot Q_{\text{н}}^{\text{р}}}{P} = \frac{0,237 \cdot 33850}{3,525} = 2275,8 \text{ кДж/кг ме}; \quad (2.19)$$

$$b'_{\text{ум}} = \frac{k}{29,3 \cdot 10^3} = \frac{2275,8}{29300} = 0,0777 \text{ кг у. п./кг ме}. \quad (2.20)$$

Складаємо годинний тепловий баланс процесу термообробки коліс у конвеєрній печі.

Фізична теплота суміші від згоряння палива:

$$Q_{\Gamma} = V_{\Gamma} \cdot V_{\text{д}}^{\text{св}} \cdot i_{\text{кал}} = 0,237 \cdot 18,94 \cdot 1701,9 = 7,639 \text{ МВт}. \quad (2.21)$$

Фізична теплота рециркулянту, що додається до свіжих продуктів згоряння:

$$Q_{\text{рец}} = V_{\Gamma} \cdot V_{\text{рец}} \cdot i_{\text{рец}} = 0,237 \cdot 25,05 \cdot 512,3 = 3,041 \text{ МВт}. \quad (2.22)$$

Фізична теплота димових газів, що виходять з робочого простору печі:

$$Q_{\text{д,ух}} = V_{\Gamma} \cdot v_{\text{см}} \cdot i_{\text{ух}} = 0,237 \cdot 43,99 \cdot 860,9 = 8,975 \text{ МВт}. \quad (2.23)$$

Розрахунок статей теплового балансу зводимо до таблиці 2.3.

Таблиця 2.3

Годинний тепловий баланс конвеєрної печі

Прихід теплоти	МВт	%	Витрата теплоти	МВт	%
- від згоряння палива	7,639	71,53	- на нагрів коліс	0,213	1,99
- теплота рециркулянту	3,041	28,47	- теплопровідністю крізь кладку	1,494	13,99
			- з димовими газами, що відходять	8,975	84,02
Разом	10,680	100,00	Разом	10,682	100,00

### Висновки

Виконані за інженерною методикою розрахунки дали результати, що певною мірою відповідають експлуатаційним показникам роботи конвеєрної печі для термообробки коліс.

Також встановлено, що процес підігріву коліс до температури ізотермічної витримки металу (саме на протязі якого корисно споживається паливо) становить близько 10 хвилин. Більшу частину процесу займає власне ізотермічна витримка металу, під час якої теплота від спалювання палива витрачається на покриття теплових витрат робочого простору та з димовими газами, що відходять. Саме такі витрати теплоти у печах вважаються не продуктивними і повинні бути зведеними до мінімуму.

Незважаючи на заходи, що прийняті, а саме: рециркуляцію продуктів згоряння, використання матеріалів з низькою теплопровідністю для будівництва кладки робочого простору, конвеєрна піч являється

не економічним тепловим агрегатом, що пов'язано з особливостями технологічного процесу та конструкцією власне печі.

Розробка заходів щодо покращення показників роботи печі та підвищенню енергоефективності процесу протифлоєної обробки коліс повинна базуватися на детальному вивченні теплового балансу і конструкції агрегату при подальшому творчому підході до вирішення технічного протиріччя, що виникає. Зокрема, з теплового балансу слідує, що непродуктивні витрати теплоти складають близько 10,5 МВт – це майже 98 % витратної частини теплового балансу. Причому, втрати крізь кладку дорівнюють 13,98 МВт (13 %), а втрати з димом – 84,03 МВт (85 %). Таким чином, першочерговими повинні стати заходи, направлені на зниження, в ідеалі – повну ліквідацію втрат теплоти з продуктами згоряння, що виходять з печі.

Як варіант можливо зазначити такий очевидний напрямок – перехід до роботи у замкненому режимі, коли технологічні гази зовсім не виходять з печі, циркулюючи по колу, а необхідна кількість теплоти підводиться до них від зовнішнього джерела енергії (електроенергія, рекуперація або регенерація).

### Список літератури

1. Губинский В. И. Современные способы энергосбережения в нагревательных печах металлургии и машиностроения / В. И. Губинский, М. П. Ревун, Ю. Н. Радченко // Металлургическая теплотехника : сб. научных трудов НМетАУ. – Днепропетровск : НМетАУ, 2001. – С. 191–196.

2. Инструкция по эксплуатации. ИЭ НТЗ – КИПиА – А – КПЦ (КПЛ) – 12 – 2007. – Днепропетровск : ОАО «Интерпайп НТЗ», 2007.

3. Рабочая программа, методические указания и индивидуальные задания к изучению дисциплин «Теплотехника» и «Металлургические печи» для студентов, обучающихся по направлению 0904 / Сост. : Т. Е. Сысоева, Е. В. Гупало. – Днепропетровск : НМетАУ, 2005. – 43 с.

4. Румянцев В. Д., Ольшанский В. М. Теплотехника : учебный пособие / [Под ред. В. Й. Губинського]. – Дніпропетровськ : Пороги, 2002. – 325 с.

*Рукопис надійшов 30.07.2012 р.*

УДК 621.783.24:669.045

**Ревун М.П.** – д.т.н., проф., Запорізька державна інженерна академія (ЗДІА)

**Каюков Ю.М.** – асистент, ЗДІА

**Чепрасов О.І.** – к.т.н., професор, ЗДІА

**Іванов В.І.** – старший викладач, ЗДІА

**Пульпинський В.Б.** – старший викладач, Національна металургійна академія України (НМетАУ)

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВОЇ РОБОТИ КАМЕРНОЇ НАГРІВАЛЬНОЇ ПЕЧІ ЗА УМОВИ ІМПУЛЬСНОГО ПОДАВАННЯ ПАЛИВА У ПЕРІОД ВИТРИМКИ**

*Наведено результати досліджень теплової роботи полум'яних нагрівальних печей камерного типу ПАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь» до та після їх переведення на опалювання пальниками з частковим попереднім змішуванням палива та повітря. Пальники забезпечують реалізацію імпульсної схеми опалювання даних печей у період витримки металу. Виконано порівняльний аналіз показників якості нагрівання сталевих заготовок до та після розміщення нових пальників.*

*Ключові слова: камерна нагрівальна піч; розподіл температури; якість нагрівання; пальники з частковим попереднім змішуванням; імпульсна схема опалювання.*

### **Вступ**

На ПАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь» нагрівання сталевих заготовок під кування здійснюють у полум'яних камерних печах конструкції інституту «Стальпроект», що виконано з двох незалежних камер, які розділено стінкою та обладнано індивідуальними системами опалювання й відведення продуктів згоряння. Кожна камера містить вісім пальників типу ГНП, які розміщено за висотою бічної стінки в два ряди: по чотири пальники у кожному ряді.

Як свідчить практика експлуатації печей даного типу, нестійка робота пальників типу ГНП за низької температури ускладнює процедуру виведення печей на робочий режим та подальшого ступінчастого змінювання витрати палива або співвідношення «паливо-повітря».

### Постановка завдання досліджень

Завданням досліджень є поліпшення теплової роботи полум'яних нагрівальних печей камерного типу ПАТ «Дніпроспецсталь».

### Викладення основного матеріалу

Якість нагрівання металу в печах з існуючою схемою опалювання оцінювали за результатами вимірювання температури термоелектричними хромель-алюмелевими термометрами у двох контрольних заготовках із сталі Р6М5 розміром 400 x 360 x 1600 мм, що розташовано біля пальників (заготовка № 1, точки вимірювання 1 – 3) та біля бічної розділової стінки (заготовка № 2, точки вимірювання 4 – 6). Температурний режим нагрівання металу передбачає підвищення температури печі до 700 °С без обмеження швидкості, витримку за цієї температури протягом чотирьох годин, підвищення температури печі зі швидкістю 45 град/год до 1160 °С та витримку за даної температури протягом шести годин. Тепловий стан заготовок під час витримки у печі за температури 1160 °С та існуючої схеми її опалювання подано у табл. 1.

Таблиця 1

Рівень температури контрольних заготовок у період витримки за температури 1160 °С та існуючої схеми опалювання нагрівальної печі

Тривалість витримки, год	Температура металу, °С						Максимальний перепад температури, °С
	Точка вимірювання температури						
	1	2	3	4	5	6	
0	1140	1125	1150	1115	1100	1130	50
2	1155	1150	1165	1135	1125	1140	40
4	1160	1160	1170	1140	1135	1145	35
6	1165	1160	1170	1140	1135	1140	35

Примітка: точки 1, 4 і 3, 6 – на відстані 50 мм від поверхні заготовок; точки 2, 5 – у геометричному центрі заготовок

Встановлено, що коли піч виходить на режим витримки за температури 1160 °С значення максимального перепаду температури в об'ємі садки металу становить 50 °С, через чотири години його величина зменшується до 35 °С і далі залишається без змінювання. Значення відхилення температури поверхні заготовки від заданого рівня на завершальному етапі режиму витримки становить 5...10 °С для заготовки № 1 та 20 °С – для заготовки № 2.

Нерівномірність нагрівання зазначених контрольних заготовок обумовлено незадовільною організацією процесу горіння палива у пе-

чі. Так, пальники типу ГНП забезпечують спалювання палива у факелах, які розміщуються у межах першої половини робочого об'єму печі. Зниження витрати палива на стадії витримки супроводжується подальшим зменшенням довжини факела пальників, що призводить до зміщення зони інтенсивного виділення теплоти до їх гирла та, як наслідок, до суттєво нерівномірного розподілу теплових потоків на поверхні металу, що нагрівають.

Результати чисельного моделювання теплової роботи даних печей, виконаного на ПЕОМ [1], дозволили встановити, що забезпечення рівномірного розподілу температури у заготовках під час періоду витримки можна сягати шляхом використання імпульсної схеми опалювання.

Імпульсна схема опалювання нагрівальної печі передбачає безперервне подавання палива у період підйому температури та його імпульсне подавання у період витримки – ступінчасте змінювання теплової потужності від максимального значення до потужності холостого ходу. Проте пальники типу ГНП надійно працюють лише у діапазоні регулювання теплової потужності 1 : 8 та змінювання значень коефіцієнта витрати повітря  $\alpha$  від 1,05 до 1,15 [2], тобто за умов ступінчастого змінювання витрати палива у печі або співвідношення «паливо-повітря» робота їх не є ефективною.

Для поширення діапазону змінювання теплової потужності та коефіцієнта витрати повітря розроблено трипроводового пальника часткового попереднього перемішування палива з повітрям [3], схема якого подана на рис. 1.

Пальник містить корпус для підводу повітря 1 із завихрювачем 2, а також центральну газову трубу 3, яку забезпечено наконечником 4, де виконано радіальні отвори 5, донна перегородка 6 з отворами 7 та розсікачі 8. Окрім того, на осі центральної газової труби, коаксіально до неї, розміщено внутрішню газову трубу 9, вихідний переріз якої розташовано у площині вихідного перерізу наконечника 4.

Під час роботи пальника паливо подають двома каналами – зовнішнім 3 і внутрішнім 9. Одна частина палива зовнішнім каналом поступає до наконечника 4, де отвори 7 перегородки 6 поділяють його суцільний потік на окремі струмені, біля яких утворюються зони розрідження. З повітряного каналу, створеного корпусом 1 і наконечником 4, частина повітря (первинне повітря) через радіальні отвори 5 прямує всередину наконечника, де рівномірно розподіляється між інжектувальними струменями палива.

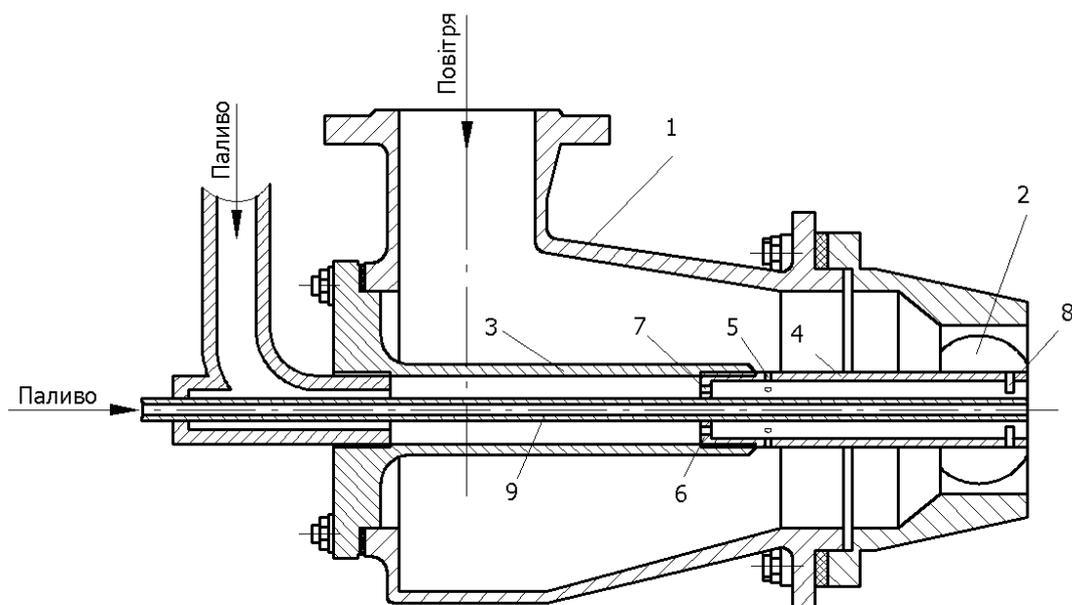


Рис. 1. Схема пальника часткового попереднього змішування (позначення в тексті)

Інша частина палива внутрішнім каналом подається у вихідний переріз наконечника 4 як окремі струмінці. Як наслідок, у площині вихідного перерізу наконечника 4 створюються два віссиметричні потоки – зовнішній і внутрішній, які відрізняються вмістом окислювача: зовнішній потік містить усе первинне повітря, у внутрішньому – окислювач є відсутнім. Горіння обох потоків здійснюється поза пальником у струмені вторинного повітря, при цьому довжину факела регулюють створенням двох потоків палива з різним ступенем попереднього змішування з повітрям, а також змінуванням співвідношення їх подавання.

Випробування розробленого пальника на вогняному стенді дозволили встановити, що його стабільна робота сягається за коефіцієнта витрати повітря в інтервалі 1...4. Одержані дані свідчать про високу стійкість факела пальника до відривання під час роботи на малих витратах палива, що дозволяє йому стабільно працювати за умов використання імпульсної схеми опалення. Окрім того, за умов роботи діючої печі виконували ступінчасте змінювання витрати палива від потужності холостого ходу до максимального (для пічної камери) значення (250 м<sup>3</sup>/год.). Встановлено, що нові пальники тривко працюють під час виведення нагрівальної печі на робочий режим (межі регулювання теплової потужності складають 1 : 25), а також за ступінчастого змінювання теплового навантаження.

Оцінювання якості нагрівання металу за імпульсною схемою опалювання нагрівальної печі виконували за результатами вимірю-

вання температури в умовах, аналогічних до умов розглянутого раніше контрольного нагрівання. На стадії витримки подавання палива здійснювали за допомогою автоматичної системи регулювання: тривалість подавання палива за імпульсом на початковий період витримки складала близько 3 хвил., наприкінці даного періоду – 1 хвил.

Тепловий стан контрольних заготовок під час витримки за температури 1160 °С у імпульсній схемі опалювання печі подано у табл. 2.

Таблиця 2

Рівень температури контрольних заготовок у період витримки за температури 1160 °С та імпульсної схеми опалювання нагрівальної печі

Тривалість витримки, год.	Температура металу °С						Максимальний перепад температури, °С
	Точка виміру температури						
	1	2	3	4	5	6	
0	1150	1140	1160	1130	1115	1135	45
2	1155	1145	1160	1145	1140	1150	20
4	1155	1150	1160	1145	1145	1150	15
6	1155	1150	1160	1145	1145	1150	15

По досягненні температури печі 1160 °С значення максимального перепаду температури в об'ємі садки металу становить 45 °С. Через дві та чотири години роботи печі у режимі витримки – його значення зменшується відповідно до 20 і 15 °С та наприкінці періоду витримки – не перевищує зазначену величину.

Рівномірного розподілу температури у садці металу, що нагрівають, порівняно із звичайною схемою опалювання печі сягають завдяки інтенсифікації процесів теплообміну за всім об'ємом її робочої камери. Наявність пульсуючого факела, що має постійну, максимально можливу, довжину, сприяє підвищенню рівня температури поверхні металу, розташованого у другій за рухом продуктів згоряння половині печі (для заготовки № 2 зафіксовано практично двократне зниження перепаду температури поверхні щодо заданої температури витримки). Також є практично відсутнім перегрів поверхні заготовки, що розташовано біля пальників. Отже, результати реалізації імпульсної схеми опалювання для нагрівальної печі камерного типу підтверджують результати математичного моделювання її теплової роботи.

### Висновки

1. Для поліпшення теплової роботи нагрівальних печей камерного типу ПАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь» розроблено трипроводового пальника часткового попереднього змішування, де регулювання довжини його факела сягають створенням двох

потоків палива з різним ступенем попереднього змішування, а також змінюванням співвідношення їх подавання. Промислові випробування пальників на нагрівальній печі показали їх тривку роботу під час виведення печі на робочий режим, а межі регулювання їх теплової потужності дозволяють реалізувати імпульсну схему опалювання.

2. Застосування імпульсної схеми опалювання у період витримки сталевих заготовок у робочому об'ємі нагрівальної печі дозволяє суттєво підвищити рівень температури поверхні заготовок, розташованих у другій половині її робочого об'єму, а, отже, поліпшити якість нагрівання металу.

### Список літератури

1. Исследование влияния параметров факела на качество нагрева заготовок при различных режимах отопления пламенной печи камерного типа [Текст] / М. П. Ревун, Ю. Н. Каюков, А. И. Чепрасов и др. // *Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов НМетАУ.* – Днепропетровск: Новая идеология, 2011. – Вып. 3 (18). – С. 131–136.

2. Гусовский В. Л. Сожигательные устройства нагревательных и термических печей [Текст]: справочник / В. Л. Гусовский, А. Е. Лифшиц, В. М. Тымчак. – М.: *Металлургия*, 1981. – 272 с. – Библиогр.: С. 269–270.

3. Пальниковий пристрій [Текст]: пат. 30517 Україна: МПК F 23D 15/00 / Ревун М. П., Каюков Ю. М., Чепрасов О. І., Андрієнко О. М.; заявник і патентовласник Запоріж. держ. інж. академія № U 200713056; заявл. 26.11.2007; опубл. 25.02.2008. Бюл. № 4. – 4 с.

*Рукопись поступила 06.09.2012 г.*

УДК 536.24:532.517

**Румянцев В.Д.** – к.т.н., проф., Национальная металлургическая академия Украины, НМетАУ

## НАГРЕВ ТЕЛ ПРИ ПОСТОЯННОЙ ТЕПЛОВОЙ МОЩНОСТИ В ПЕЧАХ С НЕПРЕРЫВНОЙ ВЫДАЧЕЙ ПРОДУКЦИИ В МЕСТЕ ОТВОДА ДЫМОВЫХ ГАЗОВ

Приводится математическое описание нагрева тел в проходных печах при постоянной тепловой мощности. При таком нагреве в установившемся режиме работы температура уходящего из печи дыма остается постоянной. Для обеспечения такого режима нагрева распределение тепловой мощности печи будет неравномерным. Режим нагрева при постоянной тепловой мощности и производительности печи можно осуществить при различных температурах режимах печи. Отличаться печи при этом будут своей длиной.

*Ключевые слова:* тепловая мощность; нагрев; температура; длительность нагрева; коэффициент использования тепла топлива.

### Постановка задачи

В литературе [1, 2, 3] приводится решение задачи нагрева тел в печах с камерным режимом нагрева при условии  $M_0 = \text{const}$ . В литературе отсутствует решение аналогичной задачи для проходных печей.

На рисунке 1 приведена схема печи с непрерывной выдачей продукции и с удалением продуктов сгорания в месте выдачи нагретого металла.

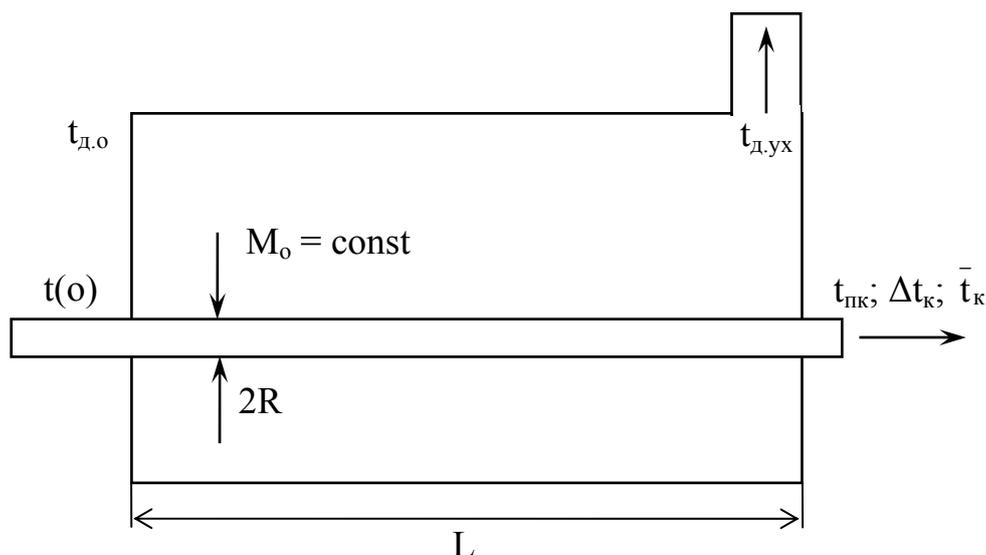


Рис. 1. Схема проходной печи

Тепловая мощность печи рассчитывается по известной формуле [1, 2, 3]:

$$M_o = \frac{P\Delta I}{\eta} + \frac{\sum Q_{\text{пот}}}{\eta}, \quad (1)$$

где  $P$  – производительность печи, кг/с;  $\Delta I$  – удельный тепловой дефицит технологического процесса, Дж/кг;  $\sum Q_{\text{пот}}$  – тепловые потери рабочей камеры печи, Вт;  $\eta$  – коэффициент использования тепла топлива (КИТ), рассчитываемый по формуле [1, 2, 3]:

$$\eta = \frac{Q_H^p + Q_{\text{физ}}^b + Q_{\text{физ}}^t - Q_{\text{д.ух}} - Q_{\text{х.н.}}}{Q_H^p}. \quad (2)$$

При проектировании новой печи основной задачей является определение главного конструктивного ее размера – длины печи  $L$ , которая определяется из уравнения:

$$E = P\tau = fL \cdot \rho \cdot n, \quad (3)$$

где  $E$  – емкость печи в кг;  $P$  – производительность печи, кг/с;  $\tau$  – время нагрева металла, с;  $f$  – площадь поперечного сечения нагреваемого металла, м<sup>2</sup>;  $\rho$  – плотность металла, кг/м<sup>3</sup>;  $n$  – количество рядов металла в печи.

Заданными в уравнении (3) являются производительность  $P$ , площадь поперечного сечения нагреваемого металла  $f$ , плотность  $\rho$  и количество рядов металла  $n$ .

Длительность нагрева  $\tau$  определяется по формуле тепловой диаграммы [1, 2, 3]:

$$\tau = \frac{R\rho\Delta i}{\bar{q}_n \cdot K_1}, \quad (4)$$

где  $R$  – половина толщины нагреваемого металла (радиус) при симметричном нагреве, м;  $\Delta i$  – приращение удельного теплосодержания металла, Дж/кг;  $K_1$  – коэффициент формы тела;  $\bar{q}_n$  – среднее по длине печи (зоны) значение плотности теплового потока на металл, Вт/м<sup>2</sup>.

При нагреве металла с  $M_o = \text{const}$  в печи с непрерывной выдачей продукции в стационарном состоянии температура уходящего из печи дыма остается постоянной  $t_{\text{д.ух}} = \text{const}$ , что следует из уравнения (1).

Температура  $t_{\text{д.ух}}$  определяется конечными температурными параметрами нагрева вещества  $t_{\text{пк}}$  и  $\Delta t_k$ :

$$\Delta t_k = \frac{q_{\text{пк}}R}{K_2 \lambda_k}; \quad q_{\text{пк}} = \varepsilon_{\text{дкм}} \cdot 5,67 \cdot \left[ \left( \frac{T_{\text{д.ух}}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_{\text{пк}}}{100} \right)^4 \right]; \quad (5)$$

$$t_{\text{д.ух}} = 100 \cdot \sqrt[4]{\frac{q_{\text{пк}}}{\varepsilon_{\text{дкм}} \cdot 5,67} + \left( \frac{T_{\text{пк}}}{100} \right)^4} - 273. \quad (6)$$

В последних уравнениях:  $T_{\text{пк}}$  – конечная температура поверхности нагрева вещества в К;  $\Delta t_{\text{к}}$  – конечный перепад температур по сечению нагреваемого металла в °С;  $\bar{\lambda}_{\text{к}}$  – среднее по сечению тела значение коэффициента теплопроводности вещества в конце нагрева, Вт/(м·К).

Нагрев при  $M_0 = \text{const}$  и  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  в печи можно осуществить при разных температурных и тепловых режимах по длине печи.

На рисунке 2 представлены температурная и тепловая диаграммы режима нагрева при  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  по длине печи с начальным равномерным распределением температур  $t_0$ .

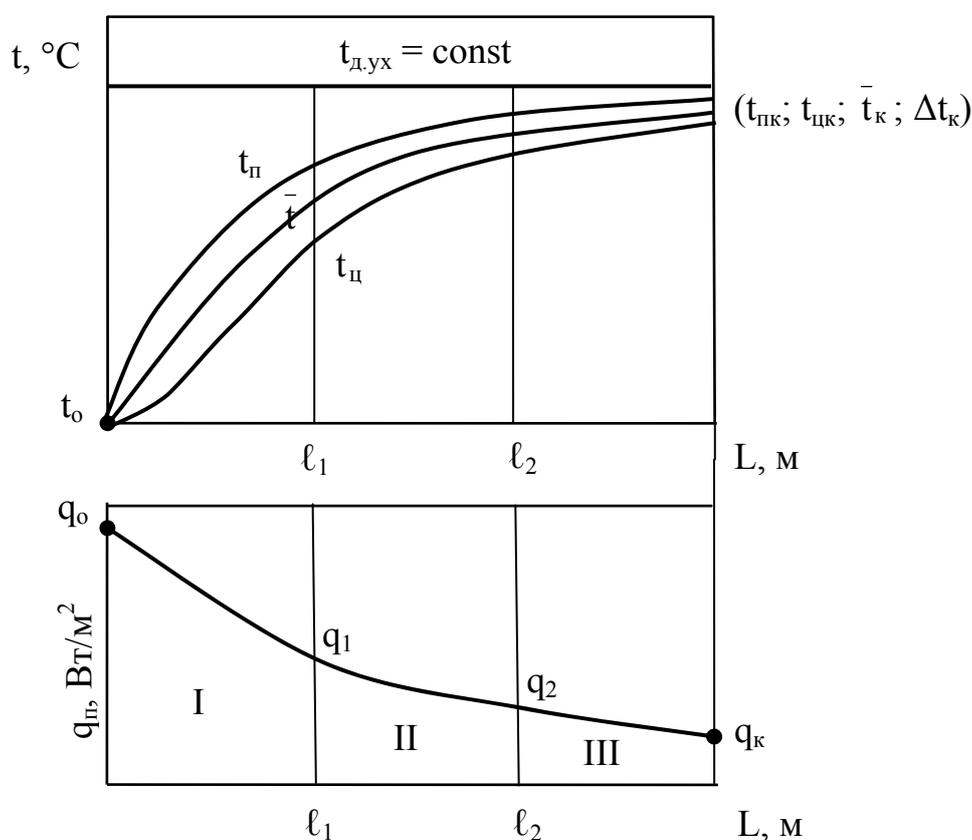


Рис. 2. Температурная и тепловая диаграммы нагрева вещества при  $M_0 = \text{const}$  и  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  по длине печи

Для обеспечения такого режима нагрева распределение тепловой мощности по длине печи будет неравномерным.

Например, если предположить выделение теплоты на трех участках длины печи (I, II, III, рис. 2), то тепловые мощности в каждой зоне печи будут:

$$M_{0i} = \frac{P\Delta t_i}{\eta_i} + \frac{\sum Q_{\text{пот}i}}{\eta_i}, \quad (7)$$

где  $\Delta I_i$  – удельный тепловой дефицит  $i$ -ой зоны, Дж/кг;  $\sum Q_{\text{пот}i}$  – тепловые потери  $i$ -ой зоны, Вт;  $\eta_i$  – коэффициент использования тепла топлива в  $i$ -ой зоне.

В данном случае КИТы в зонах равны общему КИТу печи. Такое распределение теплоты позволит приближенно осуществить режим нагрева  $M_0 = \text{const}$  и  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  по длине печи. Общая тепловая мощность печи складывается из  $M_{0i}$ .

Чем на большее число зон делится печь по длине, тем ближе реальный режим к  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$ .

Длина печи при таком режиме нагрева будет минимальной –  $L_{\text{min}}$ .

Следует отметить, что в начале печи плотность тепловых потоков на нагреваемое вещество будет максимальной. Лимитирующими факторами здесь могут быть возникающие температурные напряжения в металле, процессы удаления влаги и др. По этим причинам приходится отказываться от режима  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  по длине печи, и в начале печи нагревать вещество при более низкой температуре дымовых газов.

Нагрев можно осуществить с  $M_0 = \text{const}$  и  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  при постоянной плотности теплового потока по длине печи, равной конечному значению:

$$q_{\text{п}} = q_{\text{пк}} = \text{const}. \quad (8)$$

Температурная и тепловая диаграммы такого режима нагрева приведены на рисунке 3.

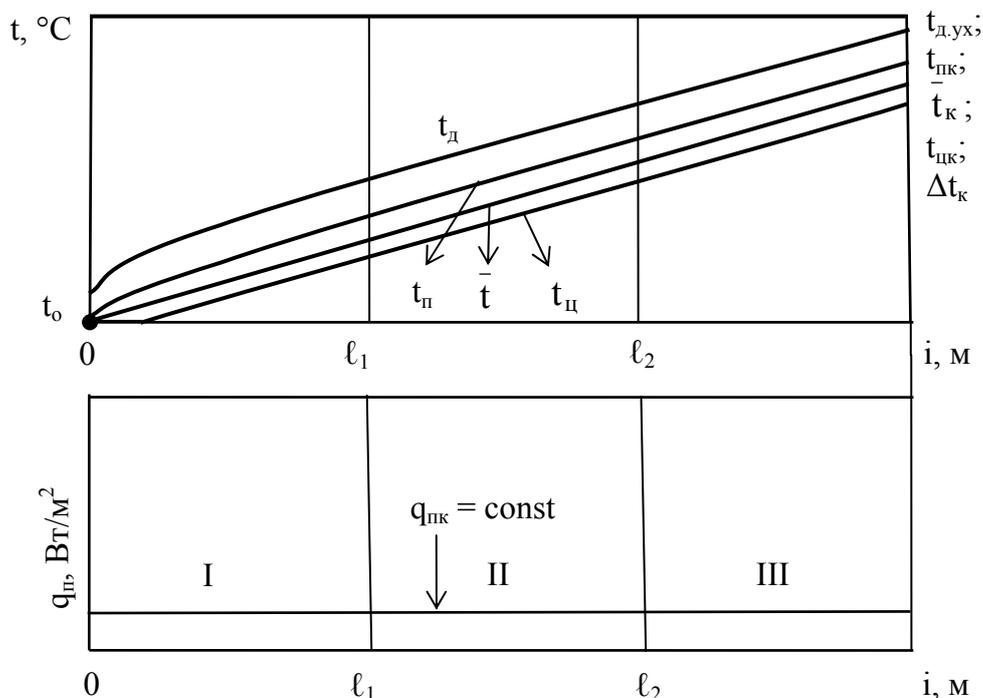


Рис. 3. Температурная и тепловая диаграммы вещества при  $M_0 = \text{const}$ ,  $t_{\text{д.у.х}} = \text{const}$  и  $q_{\text{пк}} = \text{const}$  по длине печи

Тепловые мощности отдельных зон по-прежнему рассчитываются по формуле (7), только для каждой зоны будет свой КИТ.

Длина печи при таком режиме нагрева будет максимальной –  $L_{\max}$ .

Нагрев материалов можно осуществить и при комбинированном режиме нагрева, когда начальная стадия идет при  $q_{\text{по}} = \text{const}$ , а заканчивается при  $t_{\text{д.ух}} = \text{const}$  (рис. 4).

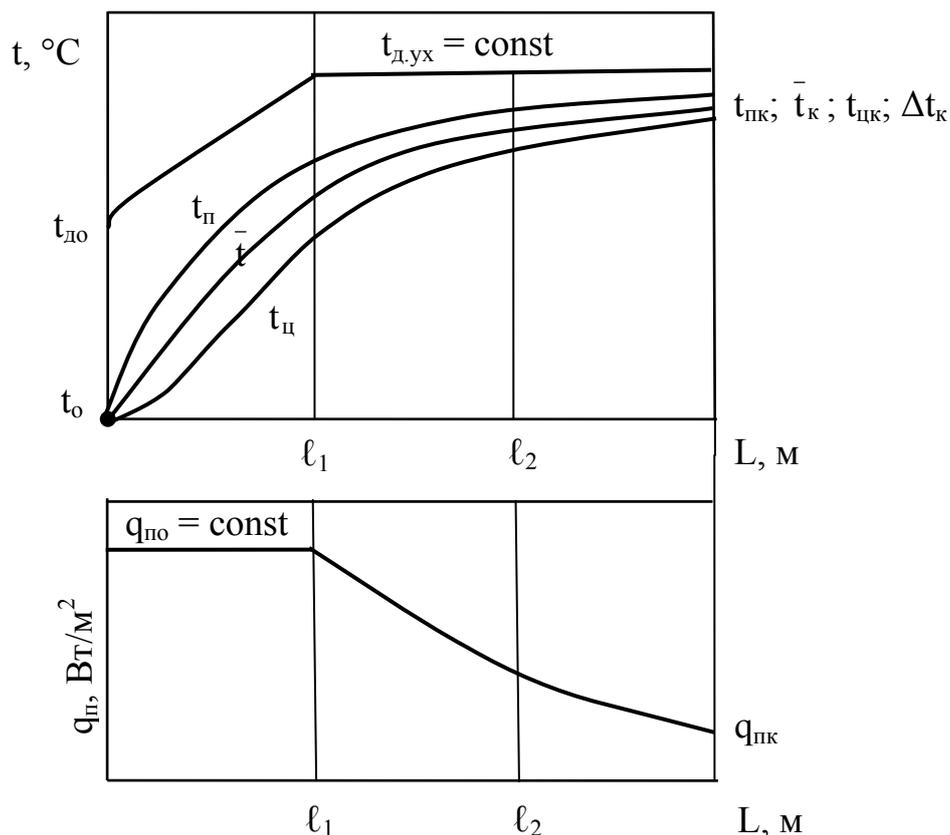


Рис. 4. Температурная и тепловая диаграммы комбинированного режима нагрева вещества по длине печи ( $q_{\text{по}} = \text{const}$ ;  $t_{\text{д.ух}} = \text{const}$ ) при  $M_0 = \text{const}$  и  $t_{\text{д.ух}} = \text{const}$

Длина печи для такого режима будет иметь промежуточное значение между  $L_{\min}$  и  $L_{\max}$  и определяется значением начальной плотности теплового потока  $q_{\text{по}}$ .

Чем больше длина печи, тем больше для ее сооружения используется материалов. От длины печи также зависят ее тепловые потери: чем больше длина печи, тем больше ее наружная поверхность, тем больше, по этой причине, тепловые потери. С другой стороны, с увеличением длины печи средняя по ее длине температура внутренней поверхности огнеупорной кладки уменьшается и, следовательно, снижаются тепловые потери. Поэтому возникает задача по определению

длины печи, отвечающей минимальным затратам на сооружение и эксплуатацию печи.

Если в печь поступает заготовка с неравномерным температурным полем по массе, то в этом случае режимы нагрева будут отличаться от рассмотренных выше только начальной стадией нагрева.

Теплотехнические расчеты рассмотренных выше режимов нагрева приводятся в литературе [1, 2, 3].

### **Список литературы**

1. Румянцев В. Д. Теория тепло- и массообмена : учебное пособие / В. Д. Румянцев. – Днепропетровск : Пороги, 2006. – 532 с.
2. Румянцев В. Д. Теплотехника : учебное пособие / В. Д. Румянцев. – Днепропетровск : Пороги, 2011. – 543 с.
3. Расчеты нагревательных печей / Под ред. Н. Ю. Тайца. – К. : Техніка, 1969. – 540 с.

*Рукопись поступила 04.07.2012 г.*

УДК 621.577

**Усенко А.Ю.** – к.т.н., доц., Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

**Хейфец Р.Г.** – д.т.н., проф., НПО «Трубосталь»

**Бикмаев С.Р.** – аспирант, НМетАУ

## **ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОНАСОСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ РЕШЕНИИ ЗАДАЧ ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ И ОХРАНЫ ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ**

*В статье представлен анализ эффективности применения теплонасосного оборудования при решении задач энергосбережения и охраны окружающей среды. Представлено сравнение экологической эффективности работы тепловых насосов и традиционных котельных, работающих на органическом топливе. Определена экономическая и экологическая целесообразность использования тепловых насосов в условиях Украины. Показано, что энергетическое использование теплонасосного оборудования позволяет существенно сократить выбросы парниковых газов в атмосферу.*

*Ключевые слова: тепловой насос; парниковые газы; экологическая эффективность; энергосбережение.*

### **Введение**

Эффективное замещение в топливном балансе систем промышленного и гражданского теплоснабжения ископаемых видов топлива (уголь, мазут, природный газ и др.) на практически неисчерпаемые ресурсы низкопотенциальной теплоты возобновляемых и вторичных источников с использованием тепловых насосов (ТН) является актуальным направлением энергосбережения и охраны окружающей среды.

Тепловая мощность действующего в мире парка ТН различного типа оценивается в 250 ГВт с годовой выработкой теплоты в 1,0 млрд. Гкал, что соответствует замещению органического топлива в объеме до 80 млн. т у.т./год. По прогнозам Мирового энергетического комитета к 2020 году 75 % всех систем теплоснабжения в развитых странах будут использовать ТН [1].

В Украине, согласно «Концепции развития топливно-энергетического комплекса Украины на 2006 ÷ 2030 годы» предусматривается увеличение объема производства тепловой энергии за счёт термотрансформаторов, тепловых насосов и аккумуляционных

электронагревателей с 1,7 млн. Гкал/год в 2005 г. до 180 млн. Гкал/год в 2030 г. [2], т.е. больше, чем в 100 раз. Несомненно, это возможно только при соответствующей поддержке со стороны государства.

Технико-экономические расчеты показывают, что затраты топлива в системах теплоснабжения на базе теплонасосных установок (ТНУ) для объектов ЖКХ могут быть уменьшены по сравнению с крупными отопительными котельными в  $1,2 \div 1,8$  раза, по сравнению с мелкими котельными и индивидуальными теплогенераторами – в  $2 \div 2,6$  раза, а по сравнению с электронагревателями – в  $3 \div 3,6$  раза.

Срок окупаемости капиталовложений в ТНУ обычно составляет от 2 до 5 лет. В системах с рекуперацией теплоты низкопотенциальных сбросных энергопотоков сроки окупаемости могут быть менее 2 лет.

Применение ТН, кроме того, позволяет снизить выбросы парниковых газов ( $\text{CO}_2$  и др.) и  $\text{NO}_x$  по сравнению с традиционными системами теплоснабжения в  $2 \div 5$  раз в зависимости от вида замещаемого органического топлива.

Таким образом, внедрение энергоисточников на базе ТНУ в автономных системах теплоснабжения и хладоснабжения в областях, где это внедрение рационально и конкурентоспособно, позволит комплексно решить актуальные для экономики Украины проблемы: энергетические, экономические, экологические и социальные.

### **Постановка задачи**

В настоящее время в энергетическом балансе Украины удельный вес нефти, природного газа и угля суммарно составляет более 80 %, причем, в последнее десятилетие наблюдается опережающее увеличение доли одного источника – природного газа. По удельному весу природного газа в энергобалансе Украина уступает только России и этот показатель примерно в  $2 \div 5$  раз выше, чем в большинстве индустриальных стран мира [3].

При этом следует отметить, что в Украине собственные запасы природного газа, а также углей, недостаточны для обеспечения существующих объемов производства. Украина относится к числу энергодефицитных стран. Её потребность в первичных энергоносителях в основном (около 60 %) удовлетворяется за счет импорта, в том числе – природного газа. Основным стратегическим партнером в энергетике является Россия. В 2003 году Украина израсходовала почти 76,3 млрд. м<sup>3</sup> природного газа, при собственной добыче 18 млрд. м<sup>3</sup>. Более 13 % общего потребления природного газа приходится на горно-металлургический комплекс (ГМК), 10 % – на энергетический

комплекс, который использует природный газ для выработки электроэнергии, часть из которой используется на предприятиях ГМК [4].

Основными причинами высокого уровня энергозатрат считают несбалансированную структуру энергопотребления, нерациональное использование энергии во многих отраслях экономики, холодный климат, большие расстояния транспортировки теплоты и электроэнергии с сопутствующими большими потерями.

Следовательно, замещение в топливном балансе ископаемых видов топлива на возобновляемые и вторичные источники (например, применение теплонасосного оборудования) способно обеспечить не только энергосберегающий, но ощутимый экологический эффект.

### **Оценка экологической эффективности работы ТНУ**

На основании экспериментально полученных количественных значений вредных выбросов для малых теплоисточников можно показать, что один угольный котел мощностью 1,0 Гкал/ч сжигает за отопительный сезон 228 т у.т., что создает в зоне его размещения выбросы загрязняющих веществ: золы ~ 1,4 т;  $\text{SO}_2$  ~ 2,2 т;  $\text{NO}_2$  ~ 1,7 т;  $\text{CO}$  ~ 9,1 т; сажи ~ 3,7 т; сильного канцерогена бенз(а)пирена – 1,1 кг. При этом выбросы парниковых газов, напрямую связанные с эффективностью использования топлива, составят ~ 640 т  $\text{CO}_2$  [5].

В связи с обострением эколого-климатических проблем, можно оценить некоторые возможности ТН для смягчения парникового эффекта. Для практических целей целесообразным представляется сравнение удельных выбросов в расчете на единицу выработанного тепла. Так, например, относительное годовое уменьшение расхода топлива и выбросов парниковых газов для ТНУ установленной мощностью 1,0 Гкал/ч со среднегодовым значением ( $\varphi_{\text{ТНУ}} = 4,0$ ) при отпуске тепла на отопление в размере 2 750 Гкал/год может, соответственно, составить в сравнении с аналогичными по производительности газовыми котельными – 183 т у.т. и 300 т  $\text{CO}_2$ ; а с угольными котельными – 238 т у.т. и 790 т  $\text{CO}_2$ .

На рисунке 1 представлены расчетные данные по выбросам  $\text{CO}_2$  для котельных на угле и природном газе в сравнении с парокompрессионными ТНУ. В расчетах учитывались потери в подводящих ЛЭП (10 %) и удельный расход электроэнергии (40 кВт·ч/Гкал) для обеспечения собственных нужд котельных.

Примечательно, что количественные показатели выбросов  $\text{CO}_2$  зависят от вида ископаемого топлива. Газовые котельные создают почти в 2 раза меньше выбросов  $\text{CO}_2$  в атмосферу по сравнению с угольными котельными (см. зависимости 1 и 2). Это относится и к ТЭС, обеспечивающим электроэнергией различные теплоисточники.

Вследствие этого, в зоне действия ТЭС на газе замена угольных котельных на ТНУ способна привести к значительному снижению выбросов парниковых газов. Если электроснабжение ТНУ производится от ГЭС и АЭС, то можно считать, что работа ТНУ вообще не сопряжена с выбросами CO<sub>2</sub>.

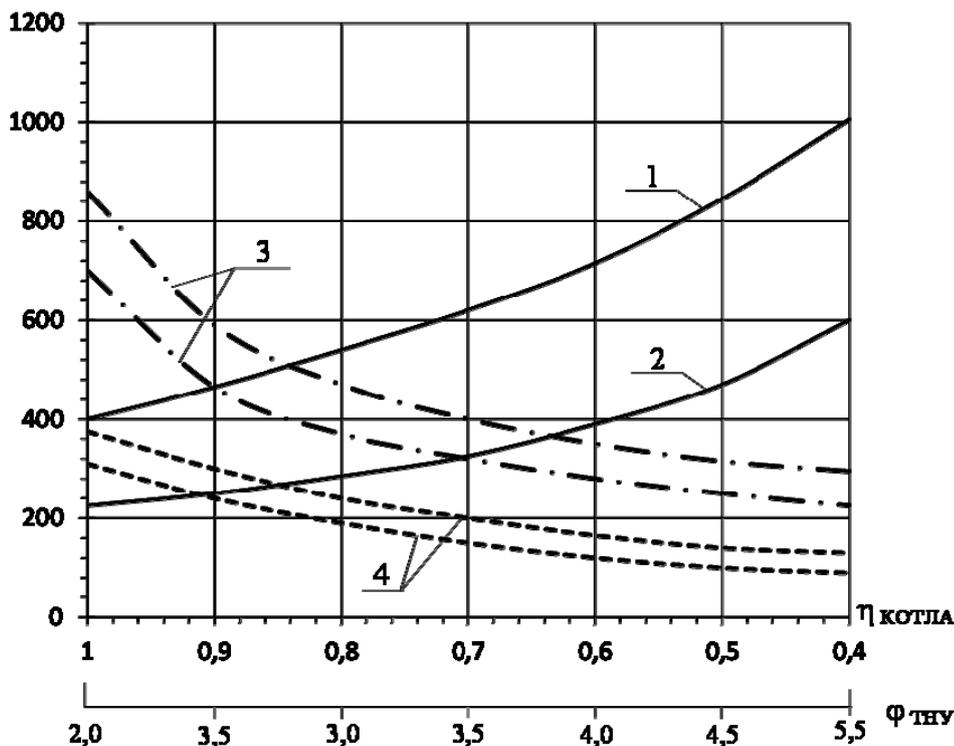


Рис. 1. Удельные выбросы CO<sub>2</sub> для котельных и ТНУ:  
 1 – угольная котельная; 2 – газовая котельная;  
 3 – ТНУ (электроэнергия от ТЭС на угле,  
 с удельным расходом 0,334 ÷ 0,410 кг у. т. / кВт·ч);  
 4 – ТНУ (электроэнергия от ТЭС на газе,  
 с удельным расходом 0,334 ÷ 0,410 кг у. т. / кВт·ч)

### Выводы

Таким образом, энергетическое использование теплонасосного оборудования является весьма актуальным и приоритетным направлениями. Положительную роль для широкого практического использования ТН могут сыграть системные преимущества теплонасосных технологий:

1. Возможность расширения ресурсной базы теплоснабжения, делающее ее менее зависимой от поставок ископаемых топливных ресурсов, что весьма важно в условиях дефицита и растущей стоимости топлива.

2. Рациональное использование электроэнергии в системах теплоснабжения, особенно в часы ночных провалов потребляемой мощности.

3. Более широкое понимание централизации теплоснабжения. Применение ТН с электроприводом не сокращает централизацию теплоснабжения, а переводит ее на более высокий качественный уровень, присущий электроснабжающим системам. При этом упрощается система регулирования подачи теплоты потребителям, от несовершенства которой в настоящее время теряется до 20 % потребляемой теплоты.

4. Для Украины, где традиционно в теплоснабжении высока роль ТЭЦ, ТН могут эффективно использоваться непосредственно в действующих теплофикационных системах с теплоэлектроцентралями. Здесь они могут применяться для снижения температуры обратной сетевой воды с обеспечением дополнительной выработки электроэнергии по экономичному теплофикационному циклу, а также в системах оборотного водоснабжения для улучшения работы градирен.

5. Свобода выбора привода для ТН. Электропривод является самым распространенным устройством, связывающим ТН с энергосистемой напрямую. Однако в конкретных условиях города в качестве привода для ТН могут применяться детандер-генераторные установки, использующие избыточное давление природного газа в газоснабжающей системе, небольшие гидроэнергетические установки, использующие избыточное давление воды в системе городского водоснабжения и водоотведения вследствие разницы геодезических отметок местности, ветроэнергетические установки, а также газотурбинные установки и двигатели внутреннего сгорания.

6. Связь со смежными областями народного хозяйства. В промышленности ТН производят тепло, охлаждая технологические потоки, то есть совмещают функции нагревательных и охлаждающих устройств, что снижает энергозатраты на производство промышленной продукции.

7. Развитие экологически чистого теплоснабжения. Экологический фактор является одним из определяющих системообразующих факторов социально-экономической деятельности, направленной на сохранение исходного природного многообразия флоры и фауны, здоровья населения нашей страны.

### **Список литературы**

1. Справочник по ресурсам возобновляемых источников энергии и местным видам топлива / [П. П. Безруких, В. В. Дегтярев, В. В. Елистратов и др.]. – М. : ИАЦ Энергия, 2007. – 272 с.

2. Анализ перспектив использования тепловых насосов в Украине [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://insolar.com.ua/library/articles/analiz/> – Заголовок с экрана.

3. Клименко А. А. Экоэнергетика – основа экономического роста Украины [Электронный ресурс] / А. А. Клименко, В. Д. Биенко // Электронный журнал энергосервисной компании «Экологические системы». – Режим доступа : [http://esco-ecosys.narod.ru/2008\\_4/art19.htm](http://esco-ecosys.narod.ru/2008_4/art19.htm) – Заголовок с экрана.

4. Проблемы энергообеспечения металлургического производства Украины [Электронный ресурс]. – Режим доступа : <http://www.poz.com.ua/st-4.html> – Заголовок с экрана.

5. Экологические характеристики теплоисточников малой мощности / [С. П. Филиппов, П. П. Павлов, А. В. Кейко и др.] // ИСЭМ СО РАН. Препр. № 5. – Иркутск, 1999. – 48 с.

6. Оценка эмиссии парниковых газов при использовании ископаемых топлив и биомассы / [М. В. Губинский, А. Ю. Усенко, Г. Л. Шевченко, Ю. В. Шишко] // Інтегровані технології та енергозбереження // Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків : НТУ «ХП». – 2007. – № 2. С. 39–42.

7. Оценка снижения эмиссии парниковых газов при использовании процессов пиролиза биомассы / [А. Ю. Усенко, Г. Л. Шевченко, С. М. Губинский и др.] // Металлургическая теплотехника : сборник научных трудов НМетАУ. – Днепропетровск : Новая идеология, 2008. – С. 288–297.

*Рукопись поступила 25.08.2012 г.*

УДК 662.983

**Філін Д.С.** – інженер-теплотехнік, ПП «Хортиця-Інтерм»

**Яковлєва І.Г.** – д.т.н., проф., Запорізька державна інженерна академія (ЗДІА)

## ДОСЛІДЖЕННЯ АЕРОДИНАМІЧНИХ ТА КОНСТРУКТИВНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВОДООХОЛОДЖУВАЛЬНОГО АТМОСФЕРНОГО ГАЗОВОГО ПАЛЬНИКА POLIDORO 20 BNO<sub>x</sub>

*В статті наведено результати дослідження конструктивних характеристик атмосферного газового пальника POLIDORO 20 BNO<sub>x</sub>, який застосовується в модулях нагріву МН «ЕКО». Виконано перевірочний розрахунок його аеродинамічних режимних та конструктивних характеристик. Отримано значення швидкості витоку природного газу з сопла та його розрахунковий внутрішній діаметр, перевірено величину початкової ділянки між виходом газу з сопла до входу у конфузур, визначено належність даного газового пальника до групи з повним попереднім підмішуванням первинного повітря на горіння.*

*Ключові слова: атмосферний газовий пальник; газове сопло; вхідний конфузур; змішувач, дифузур; первинне повітря.*

### Вступ

Останні 15 – 18 років на території України поступово збільшується кількість автономних (окремо на кожен дім, школу, садок, інститут і т.п.) або індивідуальних (окремо на кожную квартиру або навіть на кожен офіс, магазин, фірму) джерел теплопостачання на базі газового теплогенеруючого обладнання невеликої потужності: котлів, проточних водонагрівачів, газових колонок, конвекторів, нагрівальних блоків і т.д. Приблизно у 90 % перерахованого газового обладнання використовуються атмосферні пальники інжекційного типу, які працюють на природній тязі.

В основний принцип атмосферних пальників інжекційного типу покладено підготування газоповітряної суміші за рахунок енергії струї газу. Основний елемент інжекційного пальника – це інжектор, який складається з газового сопла, вхідного конфузора, змішувача та дифузора (рис. 1). Газ, виходячи з сопла (1) рухається у вхідний конфузур (2) зі швидкістю  $\omega_2$  (м/с), створюючи у просторі свого руху (між виходом з сопла та входом в конфузур) газовий стрижень, який розширюється по ходу руху та втягує в свою струю повітря з

щільністю  $\rho_n$  (кг/м<sup>3</sup>). Таким чином, на вході в конфузор утворюється газоповітряна суміш, яка поступає в змішувач (3), потім в дифузор (4) для остаточного рівномірного дифузійного розподілення по всій площині. Дифузор, в свою чергу, подає суміш на спалювання.

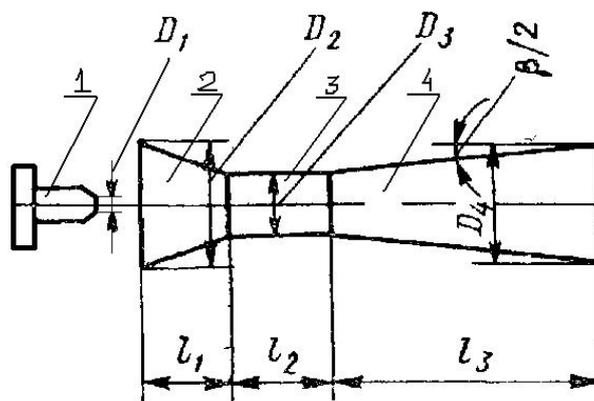


Рис. 1. Схема інжектора атмосферного пальника:  
1 – газове сопло; 2 – входний конфузор;  
3 – змішувач; 4 – дифузор

За способом підготування газоповітряної суміші існує дві групи атмосферних інжекційних пальників:

- 1) Пальники з частковим підмішуванням первинного повітря на горіння, а саме, приблизно, 50 – 65 % від теоретично необхідного для повного спалювання ( $\alpha' < 1$ , тобто складає 0,5 – 0,65);
- 2) Пальники з повним попереднім підмішуванням первинного повітря на горіння, а саме, приблизно, 105 – 120 % від теоретично необхідного для повного спалювання ( $\alpha' > 1$ , тобто складає 1,05 – 1,2).

### Постановка задачі

Пальники кожної групи мають свої переваги і недоліки, в кожній з них є свої особливості спалювання газу та виникнення шкідливих речовин, в кожній є свої особливості по допустимому регулюванню і т.п. [1]. Не про кожен пальник, що застосовується в сучасному енергоефективному обладнанні, наявна та доступна інформація щодо їх належності до тієї чи іншої групи сумішоутворення. Безумовно, ця інформація необхідна для якісного режимного налагодження газовикористовуючого обладнання з атмосферними інжекційними пальниками.

Метою проведення даного дослідження є визначення належності інжекційного атмосферного газового пальника POLIDORO 20 BNO<sub>x</sub> (рис.2) до певної групи сумішоутворення. Газовий пальник POLIDORO 20 BNO<sub>x</sub> застосовується в модулях нагріву МН «ЕКО», вітчизняного виробника СП «УКРІНТЕРМ» (м. Біла Церква, Україна).

Модулі нагріву типу МН «ЕКО» є одними з лідерів енергоефективного та популярного опалювального обладнання серед українських споживачів та мають патент України на корисну модель [2]. Особливість даного пальника полягає в достатньо низькому викиді оксидів азоту  $\text{NO}_x$  ( $\sim 5 - 20 \text{ мг/м}^3$ ) у продуктах згоряння. Зменшення утворення термічного  $\text{NO}_x$  в даному пальнику досягається шляхом охолодження зворотнім теплоносієм (7) вогневої рампи пальника (6).

### Основний матеріал дослідження

Газовий інжекційний атмосферний пальник POLIDORO 20  $\text{BNO}_x$  має в своїй конструкції газовий колектор (1). В газовому колекторі встановлено два ряди газових сопел (2), по 20 одиниць в ряді (всього 40 одиниць). Внутрішній діаметр сопла становить 0,93 мм, довжина сопла 6 мм. З кожного газового сопла струмина газу, перемішуючись з повітрям, поступає у вхідний конфузор (3), що має овальну форму по перерізу з розмірами на вході  $25 \times 19 \text{ мм}$  та звужується по довжині на  $30^\circ$  по напрямку руху суміші. Довжина конфузора складає 9 мм. Відстань між виходом газу з сопла до входу у конфузор становить 3,5 мм. Далі суміш поступає у змішувач (4), який є теж овальної форми з незмінним розміром по перерізу  $17 \times 15 \text{ мм}$ , площа сумішоутворення становить  $f_{D3} = 201 \text{ мм}^2$ . Наприкінці суміш поступає у дифузор (5), який розширюється під кутом  $8^\circ$  по напрямку руху суміші та плавно входить в водоохолоджувальну рампу пальника.

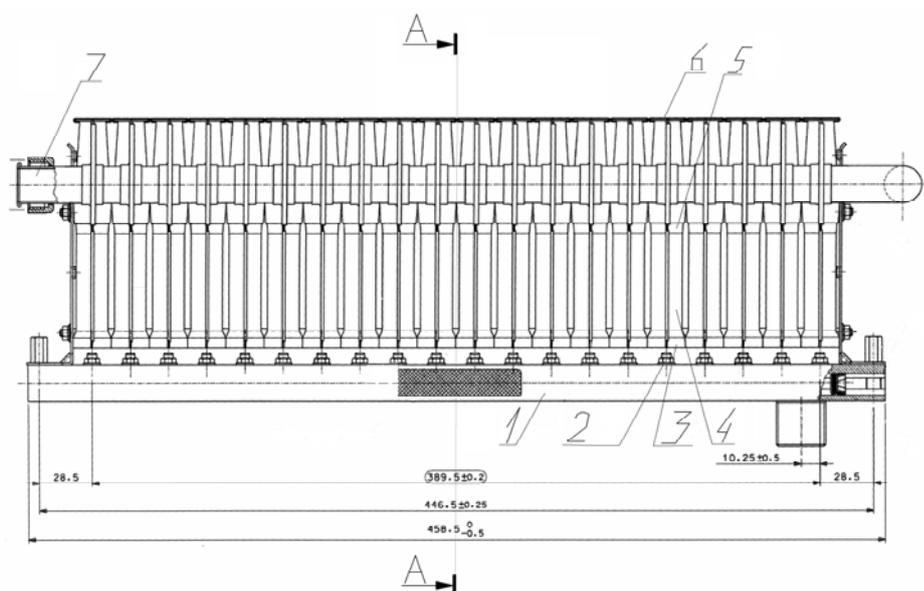


Рис. 2. Пальник POLIDORO 20  $\text{BNO}_x$ :

- 1 – газовий колектор; 2 – газове сопло; 3 – вхідний конфузор; 4 – змішувач;  
5 – дифузор; 6 – рампа пальника; 7 – водоохолоджувальна труба з Т2

Схематично всі результати фактичних конструктивних вимірів сопла, конфузора та змішувача наведено на рис. 3.

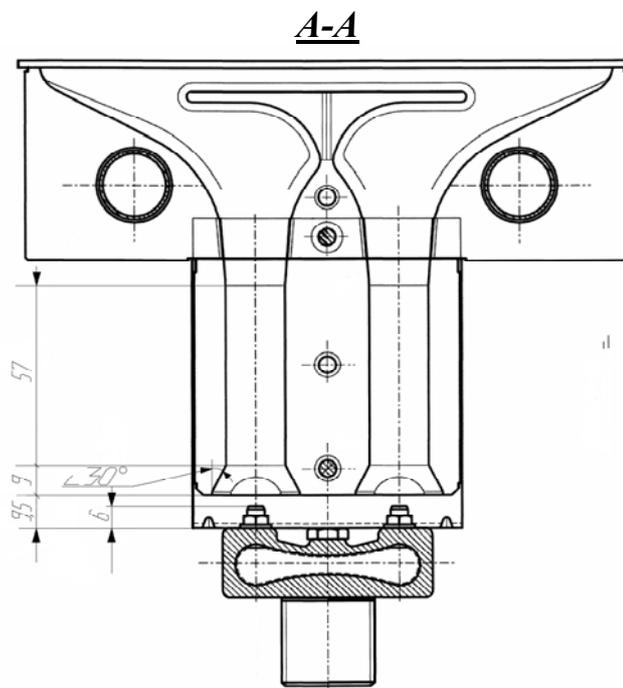


Рис. 3. Результати фактичних конструктивних вимірів сопла, конфузора та змішувача (переріз А-А до рис. 2)

Представлений перевірочний розрахунок направлено на перевірку аеродинамічних режимних характеристик попереднього утворення газоповітряної суміші. В результаті представляється можливість уточнення розрахунковим шляхом конструктивних характеристик сопла, конфузора та змішувача.

На основі вказаних вихідних даних виконано перевірочний розрахунок інжекції та сумішоутворення повітря з газом і встановлено кількість первинного повітря, що поступає на спалювання (тобто встановлено площу перерізу змішувача), також перевірено пропускну здатність інжектора пальника. Розрахунок проведено за методикою [3] для одного інжектора. Для всіх інших процес сумішоутворення буде аналогічним.

Визначаємо основні дані, що необхідні для перевірочного розрахунку:

- витрата природного газу через сопло  $V_g = 0,117 \text{ м}^3/\text{год}$  (витрата природного газу на модуль нагріву МН-120 «ЕКО» становить  $V_g^{MH} = 14 \text{ м}^3/\text{год}$ , кількість газових сопел  $n_c = 120$  од, тоді  $V_g = V_g^{MH} / n_c = 14/120 = 0,117 \text{ м}^3/\text{год}$ );

- тиск газу в колекторі (перед соплом)  
 $P_2 = 110$  мм.вод.ст. = 1100 Па;

- щільність повітря на спалювання  $\rho_n = 1,29$  кг/м<sup>3</sup>;

- щільність газу на спалювання  $\rho_g = 0,71$  кг/м<sup>3</sup>;

- кількість теоретично необхідного повітря для спалювання 1 м<sup>3</sup> газу  $V^0 = 9,88$  м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>;

- коефіцієнт надлишку первинного повітря  $\alpha'$ , за величиною якого буде визначено площу перерізу змішувача та встановлено належність пальника до тієї чи іншої групи сумішоутворення.

Розрахунок виконується для двох випадків:

- перший –  $\alpha' = 0,6$ , тобто пальник з частковим підмішуванням первинного повітря на горіння ( $\alpha' < 1$ );

- другий –  $\alpha' = 1,2$ , тобто пальник з повним попереднім підмішуванням первинного повітря на горіння ( $\alpha' > 1$ ).

### Результати перевірного розрахунку

Нижче наведено порядок розрахунку та отримані результати:

1) Середня швидкість витоку газу з газового сопла, м/с:

$$\omega_2 = \varphi \times \sqrt{\frac{2 \times \Delta P}{\rho_g}}, \quad (1)$$

де  $\varphi$  – коефіцієнт витоку, що враховує розподілення швидкості елементарних струмин потоку по всьому перерізу сопла та опір потоку, що залежить від форми сопла;  $\Delta P = P_1 - P_2$ , перепад тиску газу (між величиною тиску газу перед соплом та в камері спалювання), для котлів з штучною тягою  $P_2$  приймається рівним атмосферному, тобто  $\Delta P = P_2$ :

$$\omega_2 = 47,32 \text{ м/с}.$$

2) Площа поперечного перерізу сопла, мм<sup>2</sup>:

$$f_{D1} = \frac{10^6 \times V_2}{3600 \times \omega_2}, \quad (2)$$

де  $V_2$  – витрата природного газу через сопло;  $\omega_2$  – середня швидкість витоку газу з газового сопла, м/с:

$$f_{D1} = 0,687 \text{ мм}^2.$$

3) Діаметр газового сопла, мм:

$$D_1 = \sqrt{\frac{4 \times f_{D1}}{\pi}}, \quad (3)$$

$$D_1 = 0,935 \text{ мм}.$$

4) Діаметр змішувача при двох різних припущеннях первинного коефіцієнту надлишку повітря, мм:

$$D_3 = D_1 \sqrt{(1 + \alpha' \times V^0) \times (1 + \alpha' \times V^0 \times \frac{\rho_{\text{п}}}{\rho_2})}, \quad (4)$$

де  $\alpha'$  – коефіцієнт надлишку первинного повітря, яке поступає на горіння разом з газом за рахунок інжекції,  $\alpha'_{(1)} = 0,6$  та  $\alpha'_{(2)} = 1,2$ ;  $V^0$  – кількість теоретично необхідного повітря для спалювання 1 м<sup>3</sup> газу  $V^0 = 9,88 \text{ м}^3/\text{м}^3$ .

Якщо даний пальник відноситься до групи з частковим підмішуванням первинного повітря на горіння і  $\alpha' = 0,6$ , виконуємо розрахунок за такої умови:

$$D^{\alpha=0,6}_3 = 8,44 \text{ мм}.$$

Якщо даний пальник відноситься до групи з повним попереднім підмішуванням первинного повітря на горіння і  $\alpha' = 1,2$ , виконуємо розрахунок за такої умови:

$$D^{\alpha=1,2}_3 = 15,92 \text{ мм}.$$

5) Площа поперечного перерізу змішувача при двох різних отриманих діаметрах за різними заданими  $\alpha'$ , мм<sup>2</sup>:

$$f_{D_3} = \pi \times R^2. \quad (5)$$

Площа змішувача, при, що  $\alpha' = 0,6$ , складає  $f_{D_3} = 55,92 \text{ мм}^2$ , при  $f_{D_3} = 198,96 \text{ мм}^2$ .

Діаметр конфузора за методикою [3] рекомендується приймати в діапазоні  $(1,5-2,0) \cdot D_3$ . Згідно з результатами фактичних конструктивних вимірів конфузора ця умова виконується і становить  $(1,5 \cdot D_3)$ .

Згідно з [4] для стабільної роботи пальників з  $\alpha' > 1$  величина початкової ділянки між виходом газу з сопла до входу у конфузор ( $X_1$ ) по відношенню до радіусу вихідного отвору сопла ( $R_c$ ) повинна задовольняти умові:

$$X_1 = (7,5 \dots 9,6) \times R_c, \quad (6)$$

$$\text{або } \left( \frac{X_1}{R_c} \right) = (7,5 \dots 9,6), \quad (7)$$

де  $X_1 = 3,5 \text{ мм}$ ,  $R_c = (0,93/2)$ .

Фактично, ця величина становить  $7,53$ , що повністю задовольняє умові:  $(7,5 \dots 9,6)$ .

### Висновки

Отримано розрахункове значення швидкості витoku природного газу із сопла при даному тиску в газовому колекторі. Розрахунковий внутрішній діаметр газового сопла  $D_1 = 0,935 \text{ мм}$  при даній швидкості,

витраті та тиску, а згідно з конструктивних вимірів він становить 0,93 мм, що вказує на достовірність розрахунку швидкості та витрат газу.

Отримані величини площі поперечного перерізу змішувача при різних умовах:  $f_{D3} = 55,92 \text{ мм}^2$  при умові, що  $\alpha' = 0,6$ ;  $f_{D3} = 198,96 \text{ мм}^2$  при умові, що  $\alpha' = 1,2$ . Фактична площа перерізу змішувача становить  $201 \text{ мм}^2$ , а це означає, що величина  $f_{D3} = 198,96 \text{ мм}^2$ , дуже близька і вказує на правильність вибору  $\alpha' = 1,2$ .

Розрахунком перевірено величину початкової ділянки між виходом газу з сопла до входу у конфузур ( $X_1$ ) по відношенню до радіусу вихідного отвору сопла ( $R_c$ ) для пальників з  $\alpha' > 1$ . Отримано, що для даного пальника  $\left(\frac{X_1}{R_c}\right)$  становить 7,53 і задовольняє умові (7,5...9,6).

Таким чином остаточно газовий пальник POLIDORO 20  $\text{BNO}_x$  можна віднести до групи з повним попереднім підмішуванням первинного повітря на горіння ( $\alpha' > 1$ ).

На основі отриманих результатів з'являється можливість подальшого, більш детального, дослідження всіх еколого-теплотехнічних процесів, що протікають в модулях нагріву типу МН «ЕКО».

### Список літератури

1. Скляренко О. М. Дослідження роботи атмосферних пальників в автономних котлах / О. М. Скляренко, О. О. Вишегородська, О. Є. Романов // Нова ТЕМА. – 2007, № 4. – С. 7–8.
2. Патент України на корисну модель № 32449. Модуль нагріву. Зареєстровано у Державному реєстрі патентів України на корисні моделі 12.05.2008.
3. Скафтымов Н. А. Основы газоснабжения / Н. А. Скафтымов. – Л. : Недра, 1975. – 343 с.
4. Абрамович Г. М. Прикладная газовая динамика / Г. М. Абрамович. – М. : Недра, 1969. – 824 с.

*Рукопись поступила 12.11.2012 г.*

УДК 620.171.3+536.2

**Чейлытко А.А.** – к.т.н., доц., Запорожская государственная инженерная академия (ЗГИА)

## **УПРАВЛЕНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПОРИСТОГО ТЕПЛОИЗОЛЯЦИОННОГО МАТЕРИАЛА**

*В работе приведены эмпирические данные и зависимости процесса вспучивания пористого материала на основе кремнезема с целью получения теплоизоляционного материала обладающего необходимыми теплофизическими характеристиками. Указаны параметры тепловой обработки исследуемой частицы материала на основе кремнезема, при которых достигается минимальное значение коэффициента теплопроводности, теплоемкости.*

*Ключевые слова: теплопроводность; теплоемкость; пористость; вспучивание; теплоизоляция.*

### **Введение**

Теплоизоляционные материалы, способные выдерживать высокие температуры, являются неотъемлемой частью любого металлургического производства. Они должны соответствовать различным требованиям, среди которых определяющими являются теплофизические характеристики материала, экологическая безопасность, как самого материала, так и технологии его производства, и невысокая их стоимость. Наиболее распространенными теплоизоляционными материалами, применяемые при температурах от 300 °С до 800 °С, являются материалы полученные на основе глинозема. Одной из важных особенностей таких материалов является возможность их вспучивания с происходящим образованием пор. Структура и размер пор материала являются определяющими факторами тепловых и прочностных свойств [1, 2, 3]. Отсюда можно сделать вывод, что знание процесса порообразования и умение контролировать данный процесс являются основой для получения высококачественного теплоизоляционного материала.

### **Постановка задачи**

Среди множества различных кремнеземистых материалов стоит отметить Сиопор. Сиопор – это искусственно созданный макропористый крупнодисперсный материал. Данный материал представляет собой гранулы сферической формы розово-желтого цвета, которые

имеют силикатную природу. Изготавливается Сиопор путем соединения и низкотемпературной сушки силикатного коллоидного материала Сиолит (КСВ-глыба) [4]. Сырьевым основанием Сиолита являются кремнистые горные породы с высоким содержанием кремнезема.

Выбранная сырьевая основа представляет собой монолитную аморфную массу, изготовленную путем низкотемпературной обработки исходной смеси горных пород со значительным содержанием аморфного кремнезема (трепел, опока и др.), бикарбоната натрия, глины в смеси с водным раствором каустической соды. Данная сырьевая основа является экологически чистой и легкодоступной для производства. Показатели качества сырья соответствуют данным, приведенным в табл. 1.

Таблица 1

## Основные показатели сырья

Параметр	Показатель
Содержание диоксида кремния, %, не меньше	52
Содержание 1,5-оксида алюминия, %, не больше	6
Содержание 1,5-оксида железа, %, не больше	6
Содержание оксида кальция, %, не больше	10

На примере данной сырьевой основы будет показана возможность значительного улучшения свойств конечного материала, а также возможность прогнозировать его теплофизические характеристики.

Так как основным агентом вспучивания является вода, которая при парообразовании образует поры в материале, то различные образцы, условно сферической формы, из выбранной сырьевой основы насыщались разным количеством влаги и подвергались термообработке при одинаковых условиях. Вспучивание образцов происходило следующим образом – образец с высоким влагосодержанием сырьевой смеси довольно сильно вспучился, но поры получились различного размера и хаотически расположенными по образцу. Образец с малым влагосодержанием сырьевой смеси вспучился меньше, и поры у него практически не образовались. Для получения качественного теплоизоляционного материала необходима более равномерная пористость закрытого ячеистого типа. Поэтому возникла необходимость в определении оптимального влагосодержания сырьевой смеси, при которой была бы получена наиболее эффективная пористость.

### Основная часть исследований

Исследование изменения диаметра сферической частицы при ее термообработке проводили в лабораторной печи в диапазоне температур 200 – 500 °С. Результаты исследований представлены на рисун-

ке 1. При этом пористость материала менялась нелинейно. При небольших температурах происходило увеличение количества пор и их рост, в то время как при температуре 500 °С пористость увеличивалась в основном за счет роста хаотически расположенных отдельных пор.

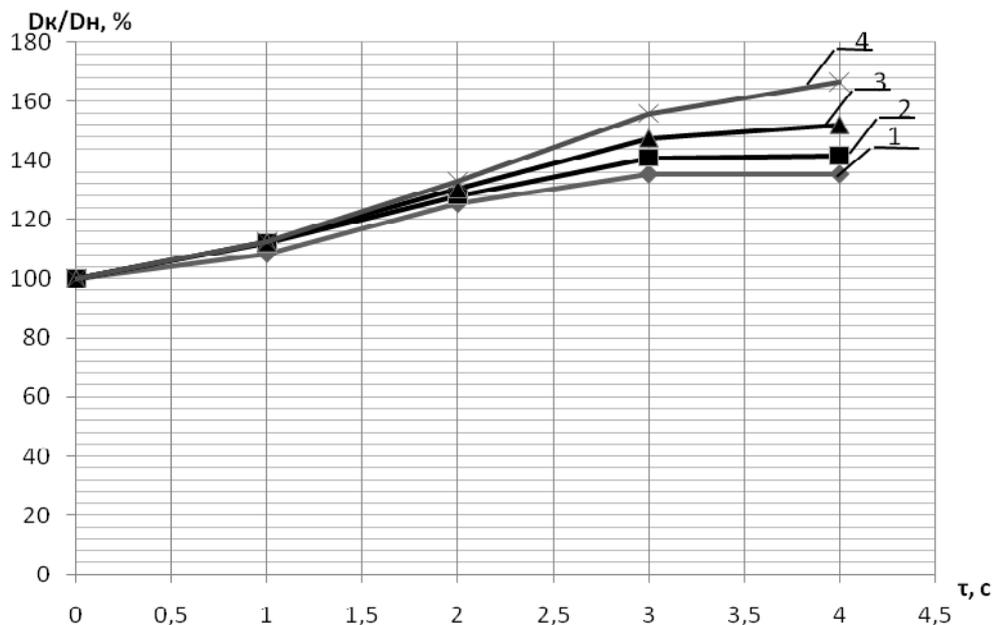


Рис. 1. Изменение диаметра частицы при ее вспучивании:  
1 – при 200 °С; 2 – при 300 °С; 3 – при 400 °С; 4 – при 500 °С

Коэффициент теплопроводности материала в большой мере обусловливается его структурой. У пористых тел тепло передается через твердое вещество и через пустоты с находящимися в них газами. Поскольку газы являются плохим проводником тепла, то изолирующая способность материала будет тем выше, чем больше его пористость. Но передача теплоты внутри пор снижается с уменьшением их диаметра, так как при определенной величине ее диаметра может достигаться минимальная теплопроводность.

Интересным, с научной точки зрения, есть тот факт, что теплопроводность нелинейно зависит от времени термического воздействия. Это связано с тем, что при интенсивном нагреве изменяется структура материала, и поры укрупняются в хаотическом порядке, что приводит к их неравномерному распределению по объему. Неравномерное распределение пор по объему, а также слишком крупный размер пор, ведет к ухудшению теплопроводности, то есть к ее увеличению.

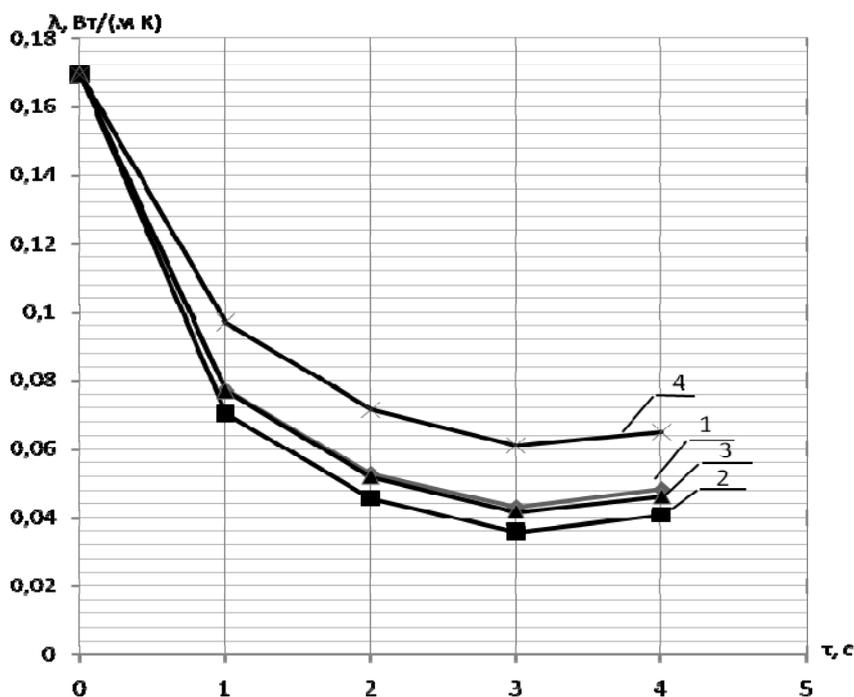


Рис. 2. Изменение теплопроводности частицы при ее вспучивании:  
1 – при 200 °С; 2 – при 300 °С; 3 – при 400 °С; 4 – при 500 °С

Для поиска зависимостей теплофизических характеристик материала от режимов термообработки использован метод планирования эксперимента, основанный на ортогональном плане второго порядка, с ядром  $2^3$ [5]. В качестве управляющих факторов выбраны: начальное влагосодержание сырьевой смеси, температура потока, время термообработки. Изменение свойств материала исследовалось при стационарных условиях.

Материал нагревали в муфельной горизонтальной печи, с регулируемой на определенный режим терморпарой ХА 0-1100. Заготовки размещались на поду печи в тиглях. В качестве исследуемого теплофизического параметра материала была выбрана теплоемкость, плотность и теплопроводность. Плотность материала определялась как средняя плотность материала по изменению веса заготовок от геометрического размера. Теплопроводность полученных образцов определялась на измерителе теплопроводности ИТ- $\lambda$ -400. При исследованиях использовался метод динамического калориметра. В основании метода лежат закономерности монотонного разогрева тонкой пластины в режиме, когда ее температурное поле остается квазистационарным. Для исследования теплоёмкости применялся метод непосредственного нагрева.

После проверки на адекватность и значимость коэффициентов получены следующие уравнения в абсолютных величинах для расчета теплоемкости материала, теплопроводности материала, плотности:

$$C = 970,2 + 0,217 \cdot T_{\Pi} - 334 \cdot \tau + 55,5 \cdot \tau^2 - 0,21 \cdot T_{\Pi} \cdot \tau, \\ T_{\Pi} \in [57; 547], \tau \in [0,57; 5,43];$$

$$\lambda = 0,1695 - 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot T_{\Pi} - 0,046 \cdot \tau + 6,7 \cdot 10^{-7} \cdot T_{\Pi}^2 + \\ + 7,4 \cdot 10^{-3} \cdot \tau^2 - 3,13 \cdot 10^{-6} \cdot T_{\Pi} \cdot \tau, \\ T_{\Pi} \in [100; 500], \tau \in [1; 5];$$

$$\rho = 2766 + 0,51 \cdot T_{\Pi} - 941,5 \cdot \tau + 157,75 \cdot \tau^2 - 0,59 \cdot T_{\Pi} \cdot \tau, \\ T_{\Pi} \in [57; 547], \tau \in [0,57; 5,43].$$

Минимальному значению теплоемкости 137 Дж/(кг·К) соответствует продолжительность термообработки – 4 с. и температура обработки 543 °С.

Минимальная теплопроводность материала  $\lambda = 0,036$  Вт/(м·К) может быть получена при следующих параметрах: температуре 271,8 °С, времени термического воздействия 3,25 с., влагосодержании 37,8 %. При данных значениях плотность материала составляет 990 кг/м<sup>3</sup>, а теплоемкость 371 Дж/(кг·К). Стоит обратить внимание на то, что минимальная теплопроводность материала в полтора раза меньше установленной нормы для утеплителей на основе кремнезема составляющей 0,052 Вт/(м·К) [3] и в три раза меньше теплопроводности керамзита. Также стоит отметить что материал, имеющий минимальную теплопроводность, имеет теплоемкость выше минимально возможной, но все равно довольно низкую по сравнению со своими аналогами. Такие результаты можно получить путем оптимизации технологических режимов термообработки.

Исследования также показали, что на теплопроводность материала оказывает влияние не только количество и величина ячеек, но и их форма. Для материала со сплюснутыми ячейками, ориентированными по длине перпендикулярно движению теплового потока, характерно снижение коэффициента теплопроводности. Величина снижения зависит от размера ячеек и степени их деформации.

Необходимо отметить, что получаемый пористый материал и процесс его производства являются экологически чистыми.

Было выполнено компьютерное моделирование тепловой обработки сферической пористой частицы с помощью программного ком-

плекса ANSYS. Была учтена хаотическая пористость материала, а также физические свойства реального материала. Коэффициент теплопроводности материала был принят согласно экспериментальным данным, и являлся функцией температуры. Но стоит отметить, что объем частицы не изменялся во времени (т.е. не учитывался процесс вспучивания). Начальная температура частицы материала была принята 100 °С. Температура греющей среды – 300 °С. Форма, объем, и расположение пор в материале были заданы случайным, хаотическим образом.

По результатам моделирования оказалось, что самая холодная точка в 185 °С смещена от центра сферической частицы. Это связано с хаотическим распределением пор по объему материала. По этой причине, в дальнейшем при моделировании процесса тепловой обработки пористого материала рекомендуется принимать теплофизические свойства пористого материала и их зависимости от различных режимов термообработки на основании экспериментальных данных.

### **Заключение**

В поставленных экспериментах по исследованию теплофизических свойств материала исследовались зависимости теплоемкости, плотности и коэффициента теплопроводности, как функции температуры потока, времени тепловой обработки и начальной влажности материала.

Был найден минимум коэффициента теплопроводности  $\lambda = 0,036$  Вт/(м·К), который будет достигаться при следующих параметрах тепловой обработки материала: температура потока 271,8 °С, время термического воздействия 3,25 с, начальная влажность материала 37,8 %. При данных значениях тепловой обработки плотность будет равняться 990 кг/м<sup>3</sup>, а массовая теплоемкость – 371 Дж/(кг·К).

### **Список литературы**

1. Павленко А. М. Создание основы для нового теплоизоляционного материала [Текст] / А. М. Павленко, А. А. Чейлытко // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2009. – 3/7 (№ 39). – С. 13–16.
2. Таран Н. Я. Монтаж конструкций тепловой изоляции из известково-кремнеземистых изделий [Текст] / Н. Я. Таран. – М. : Энергия, 1975. – 88 с. – Библиогр. : С. 86–88.
3. Демидович Б. К. Пеностекло [Текст] / Б. К. Демидович. – Минск. : Наука и техника, 1977. – 247 с. – Библиогр. : С. 230–245.
4. Сировинна суміш пористого заповнювача для бетону та спосіб його одержання [Текст] : пат. UA 3802 С2. МПК С04В14/00,

С04В20/04, С04В22/06 / Сланевский С. И., Мартинов В. И.; заявл. 20.10.1992. Оpubл. 27.12.1994, Бюл. № 15.

5. Хартман К. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов [Текст] / К. Хартман. – М. : Мир, 1977. – 552 с. – Библиогр. : С. 531.

*Рукопись поступила 01.11.2012 г.*

УДК 658.567.1

**Яковлева И.Г.** – д.т.н., проф., Запорожская государственная инженерная академия (ЗГИА)

**Баришенко Е.Н.** – к.т.н., доц., ЗГИА

**Мных И.Н.** – ассистент, ЗГИА

## **ИНТЕНСИФИКАЦИЯ КОНВЕКТИВНОЙ ТЕПЛООТДАЧИ В ТЕРМИЧЕСКИХ РЕЦИРКУЛЯЦИОННЫХ ПЕЧАХ ПРИ РЕВЕРСИВНОЙ ПОДАЧЕ ВОЗВРАТА**

*Предложена новая схема подподовой топки камерной рециркуляционной печи с неподвижным подом, где в качестве управления рециркуляцией и реверсом газов используется энергия струи возврата. Рассмотрено влияние способа управления движением продуктов сгорания на конвективный теплообмен в камерной рециркуляционной печи за счет попеременной подачи топливно-воздушной смеси и возврата отработанных продуктов сгорания. Получены зависимости для расчёта скоростей потока продуктов сгорания в рабочем пространстве и для расчёта коэффициента конвективной теплоотдачи в камерной рециркуляционной печи. Выполнен расчет температурных и скоростных параметров смеси, а также внешнего теплообмена, который позволяет осуществить выбор величины управляющего воздействия на нагрев металла.*

*Ключевые слова: рециркуляция; возврат; теплообмен; коэффициент теплоотдачи; конвекция.*

### **Введение**

Главным условием равномерности нагрева при термической обработке металла является интенсивный теплообмен между садкой и продуктами сгорания. В настоящее время актуальной является проблема уменьшения перепада температуры по сечению металла при нагреве в термической рециркуляционной печи. Это непосредственно связано с перепадом температуры греющей среды в рабочем пространстве. В случае, когда нагреваемый металл уложен в несколько слоёв – многорядная садка – к вышеуказанной проблеме добавляется задача равномерного распределения температуры не только по ширине садки, но и по её высоте и отдельным элементам садки.

Термическая обработка металла состоит из двух периодов: нагрева и изотермической выдержки. Причём главным показателем качественного технологического процесса является равномерность температурно-

го поля в рабочем пространстве. В период нагрева интенсивность теплообмена высокая, поскольку печь работает при максимальной мощности, и скорость продуктов сгорания велика. Во время выдержки резко снижаются расходы топлива и воздуха. В результате нарушается рециркуляционный контур, садка нагревается медленно и неравномерно.

### **Постановка задачи**

В настоящее время, для решения проблем, возникающих во время выдержки, применяют импульсный способ подачи топлива. Он позволяет при уменьшенных тепловых нагрузках сохранить максимальные мгновенные расходы продуктов сгорания, а, следовательно, их скорости и перемешивание. Однако при однонаправленном движении газов с использованием импульсной подачи наблюдается перепад температуры между входным и выходным каналами топки. При многорядной садке также наблюдается перепад температуры по высоте печи. Предлагается данную задачу решить с помощью управления скоростью продуктов сгорания, направлением их движения, т.е. управлением теплообмена в рабочем пространстве термической печи. Таким образом, целью работы является улучшение качества тепловой обработки металла с помощью управления движением продуктов сгорания.

### **Теплофизические зависимости при подаче возврата**

Реверсивный метод управления движением продуктов сгорания по сравнению с однонаправленным является более совершенным, поскольку периодически изменяет направление теплоподвода по поверхности нагреваемого металла, тем самым обеспечивая равномерность его нагрева [1]. Сочетание импульсной подачи топливовоздушной смеси и реверса продуктов сгорания дает наиболее положительный результат при выравнивании температуры в садке.

На рис. 1 представлена схема подподовой топки печи с использованием предложенного способа управления движением продуктов сгорания. Способ представляет собой попеременное поступление продуктов сгорания и возврата, т.е. периодическое изменение движения газов. В статье рассматривается влияние предложенного способа на конвективный теплообмен в рециркуляционной печи.

Конвективный теплообмен в печи связан с омыванием садки продуктами сгорания. При этом величина потока теплоты конвекцией определяется их скоростью. В рабочем пространстве термических рециркуляционных печей теплообмен соприкосновением продуктов сгорания с обогреваемой садкой совершается при вынужденном движении греющей среды [2].

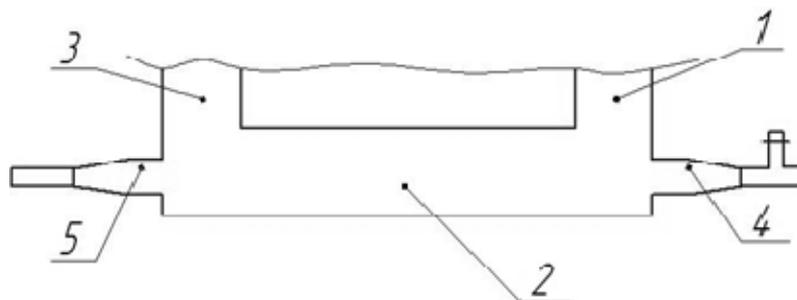


Рис. 1. Схема подподовой топки термической печи:  
1 – канал выхода; 2 – подподовая топка; 3 – канал входа;  
4 – сопло возврата; 5 – горелочное устройство

Тепловой поток при конвективном способе теплообмена определяется по формуле, Вт:

$$Q_k = \alpha_k \cdot F_M \cdot (T_{cm} - T_M), \quad (1)$$

где  $\alpha_k$  – коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $F_M$  – площадь поверхности металла, м<sup>2</sup>;  $T_{cm}$  – температура натекающей на металл смеси продуктов сгорания, К;  $T_M$  – температура поверхности металла, К.

Для определения значения коэффициента конвективной теплоотдачи использовано критериальное уравнение, описывающее теплоотдачу в рециркуляционной печи [3]:

$$\alpha_k = 0,023 \cdot \frac{\lambda_{cm}}{d} \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4}, \quad (2)$$

где  $\lambda_{cm}$  – коэффициент теплопроводности смеси продуктов сгорания, Вт/(м·К);  $d$  – определяющий размер слоя газов, участвующих в теплообмене, в данном случае зазора между кладкой и садкой, м;  $Re$  – критерий Рейнольдса;  $Pr$  – критерий Прандтля (для продуктов сгорания принимаем  $Pr = 0,7$ );  $\eta$  – коэффициент динамической вязкости смеси продуктов сгорания, кг/(м·с).

В условиях вынужденного движения определяющим критерием конвективного теплообмена является число Рейнольдса:

$$Re = W_{p.п.} \cdot d \cdot \rho_{cm} / \eta, \quad (3)$$

где  $W_{p.п.}$  – скорость продуктов сгорания в рабочем пространстве, м/с;  $\rho_{cm}$  – плотность смеси продуктов сгорания, кг/м<sup>3</sup>.

Величины, используемые при определении критерия Рейнольдса и коэффициента конвективной теплоотдачи определялись по зависимостям [4]:

- коэффициент динамической вязкости:

$$\eta = \frac{669,08 \cdot 10^{-5}}{T_{cm} + 116} \cdot \sqrt{\left(\frac{T_{cm}}{273}\right)^3}; \quad (4)$$

- теплопроводность смеси продуктов сгорания:

$$\lambda_{см} = 1,2 \cdot 10^{-2} + 5,14 \cdot 10^{-5} \cdot T_{см}. \quad (5)$$

Температура смеси продуктов сгорания с учётом отработанных газов и возврата:

$$t_{см} = \frac{t_c + t_b \cdot (U + m \cdot (U + 1))}{1 + U + m \cdot (U + 1)}, \quad (6)$$

где  $t_{c, b}$  – температуры свежих продуктов сгорания и возврата соответственно, °С;  $U$  – первичная кратность рециркуляции;  $m$  – коэффициент возврата – доля от расхода продуктов сгорания, изменяющийся в диапазоне 0...1.

Учитывая внутреннюю рециркуляцию и коэффициент возврата плотность продуктов сгорания определяется по выражению:

$$\rho_{см} = \rho_0 \cdot \frac{273 \cdot (1 + U + m \cdot (U + 1))}{T_c + T_o \cdot U + T_b \cdot m \cdot (U + 1)}, \quad (7)$$

где  $\rho_0$  – плотность продуктов сгорания при нормальных условиях, кг/м<sup>3</sup>.

Расход смеси продуктов сгорания, а, соответственно, и скорость в рабочем пространстве печи можно рассчитать с учетом ее температуры:

$$V_{см} = \Sigma V_{c0} \cdot (1 + \beta \cdot t_{см}) \cdot (U + m \cdot (1 + U) + 1) \cdot \chi, \quad (8)$$

$$W_{р.п.} = V_{см} / F_3, \quad (9)$$

где  $\Sigma V_{c0}$  – суммарный расход продуктов горения при н.у., м<sup>3</sup>/ч;  $\chi$  – коэффициент вторичной рециркуляции в рабочем пространстве печи,  $F_3$  – площадь проходного сечения проточных зон рабочего пространства печи, м<sup>2</sup>.

Прямая зависимости  $\alpha_k$  от скорости движения продуктов сгорания в соответствии с (2) принимает вид:

$$\alpha_k = 0,023 \cdot \frac{\lambda_{см}}{d} \cdot \left( \frac{W_{р.п.} \cdot d \cdot \rho_{см}}{\eta} \right)^{0,8} \cdot Pr^{0,4}. \quad (10)$$

### Результаты теоретического эксперимента

Скорость продуктов сгорания в рабочем пространстве печи имеет линейную зависимость от коэффициента возврата, поэтому имеет смысл представить  $\alpha_k$  как функцию от  $m$ . После подстановки численных значений геометрических и температурных параметров в соответствии с данными [5] для  $t_c = 1200$  °С (как наиболее характерного) получены графические зависимости скорости движения продуктов сгорания в рабочем пространстве и коэффициента конвективной теплоотдачи от коэффициента возврата (рис. 2, рис. 3)

При достижении максимального значения коэффициента возврата скорость смеси продуктов сгорания увеличивается в 1,4 раза, коэффициент конвективной теплоотдачи – в 1,3 раза.

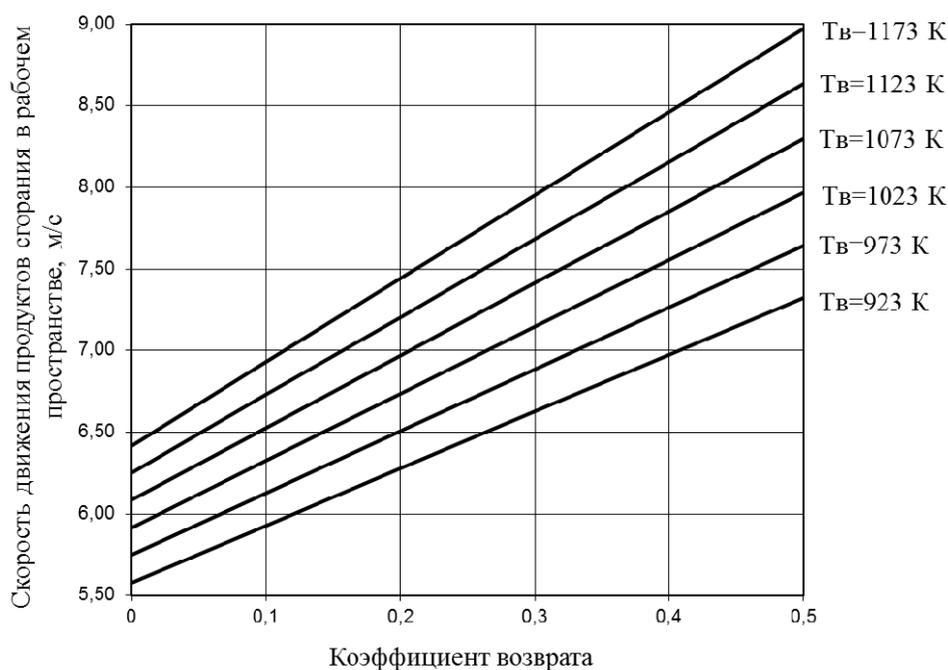


Рис. 2. Зависимость скорости движения в рабочем пространстве печи от коэффициента возврата при различных температурах возврата

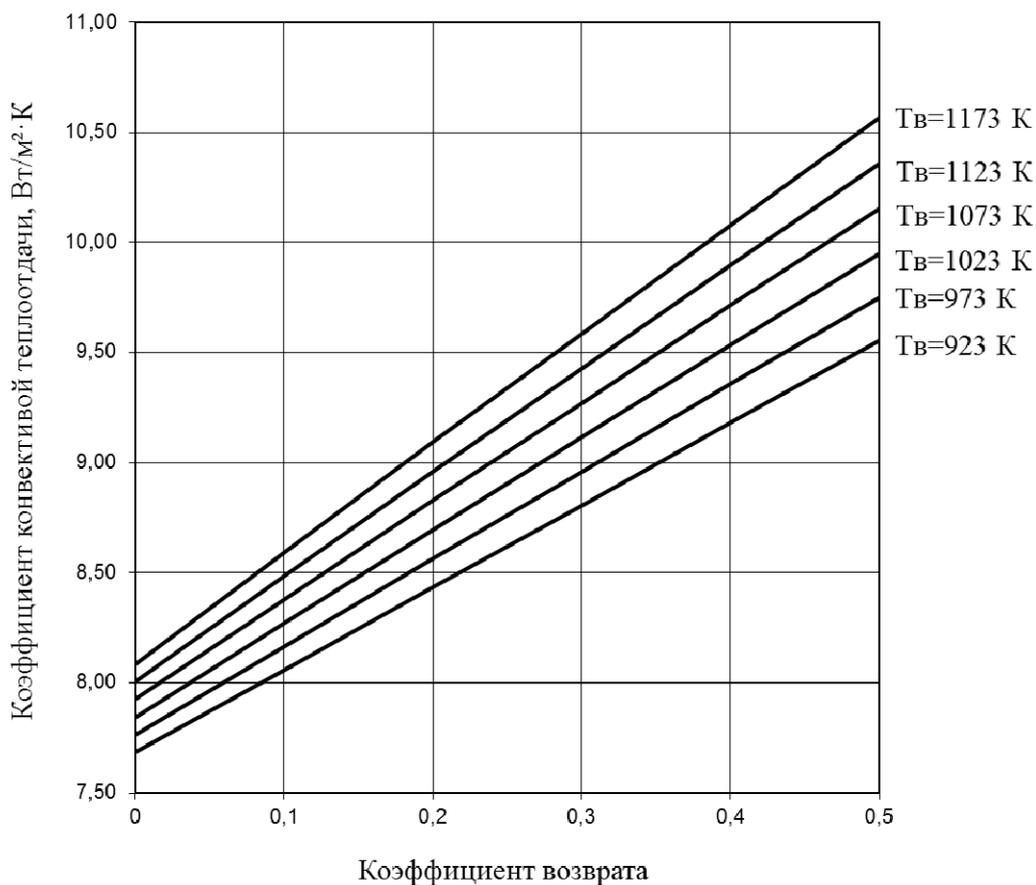


Рис. 3. Зависимость коэффициента конвективной теплоотдачи от коэффициента возврата при различных температурах возврата

### Выводы

Получены зависимости для расчёта скоростей потока продуктов сгорания в рабочем пространстве и коэффициента конвективной теплоотдачи в рециркуляционной печи. Показано влияние коэффициента возврата на скорость продуктов сгорания, а, соответственно, и на коэффициент конвективной теплоотдачи.

### Список литературы

1. А.с. 1171642 СССР, МПК4 F 23 C 3/00. Рециркуляционная топка / Рыжков Г. М., Ченцов А. А., Пилипенко И. А. (СССР). – 3681019/24-06 ; заявл. 28.12.83 ; опубл. 07.08.85, Бюл. № 29. – 4 с.
2. Metallurgical furnaces. Theory and calculations : Textbook. In 2 vols. T. 1 / V. I. Gubinskiy [и др.]; под общ. ред. В. И. Тимошпольского, В. И. Губинского. – Минск : Белорус. наука, 2007. – 596 с.
3. Пуговкин А. У. Рециркуляционные пламенные печи в машиностроении. – Л. : Машиностроение, 1987. – 158 с.
4. Кравцов В. В. Новая концепция постановки и решения задачи оптимального управления тепловым режимом термических печей / В. В. Кравцов, А. И. Волошин, А. Б. Бирюков // Metallurgical heat engineering: Collection of scientific papers of NMetAU. – Dnipropetrovsk : PPI Grek O.S., 2006. – С. 173–181.
5. Технический отчёт по теплотехнической наладке камерных термических печей №№ 9, 10, 12, 16-20, 22-24 площадью пода 18,3 м<sup>2</sup> в термическом цехе ОАО «Днепрспецсталь». – Запорожье : ООО «Фирма ЗМС-93», 2003. – 188 с.

*Рукопись поступила 28.09.2012 г.*

## С О О Б Щ Е Н И Е

УДК 721.01:004.9

**Белошанка Е.А.** – начальник отдела трехмерного проектирования, Государственное предприятие Украинский институт по проектированию металлургических заводов (ГП «Укрگیпромез»)

**Довгалюк С.В.** – главный специалист отдела трехмерного проектирования, ГП «Укрگیпромез»

### ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ BIM ТЕХНОЛОГИЙ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ПРОМЫШЛЕННЫХ ОБЪЕКТОВ

*В статье рассмотрена эффективность применения BIM (Building Information Model) технологий при проектировании объектов металлургической промышленности. Определено, что использование принципов информационного моделирования (BIM технологий), позволяет изменить подход к проектированию, строительству, оснащению, обеспечению эксплуатации и ремонту объекта проектирования. Он основан на управлении жизненным циклом объекта и предполагает сбор и комплексную обработку в процессе проектирования всей архитектурно-конструкторской, технологической, экономической и иной информации об объекте проектирования со всеми его взаимосвязями и зависимостями. Результаты исследования могут быть использованы для эффективного внедрения технологий информационного моделирования в проектных организациях.*

*Ключевые слова: проектирование; промышленные объекты; BIM технологии; информационная модель; управление жизненным циклом объекта.*

#### Введение

В настоящее время наблюдается совершенствование методов проектирования с поэтапным переходом на информационное моделирование. Данная концепция включает в себя подход основанный на управлении жизненным циклом объекта проектирования, который предполагает сбор и комплексную обработку всей архитектурно-конструкторской, технологической, экономической и иной информации об объекте со всеми его взаимосвязями и зависимостями [1].

Результатом проектирования по новому подходу является насыщенная информацией модель, которая и является проектом, а чертежи и документация – лишь одна из форм его представления [2].

Развитие данного направления обусловлено ростом уровня сложности проектируемых объектов, развитием компьютерной техники с мощным аналитическим аппаратом программных комплексов, сжатые сроки ввода в эксплуатацию объектов, ужесточение санкций за ошибки в проектах.

### **Цель работы**

Определить эффективность применения принципов информационного моделирования (BuildingInformationModel) при проектировании промышленных объектов по сравнению с использованием САД – систем.

### **Основная часть**

В активе специалистов ГП «Укргипромез» накоплен ряд успешно реализованных проектов с использованием САД – систем; общие виды некоторых из них приведены на рисунках 1 –3.

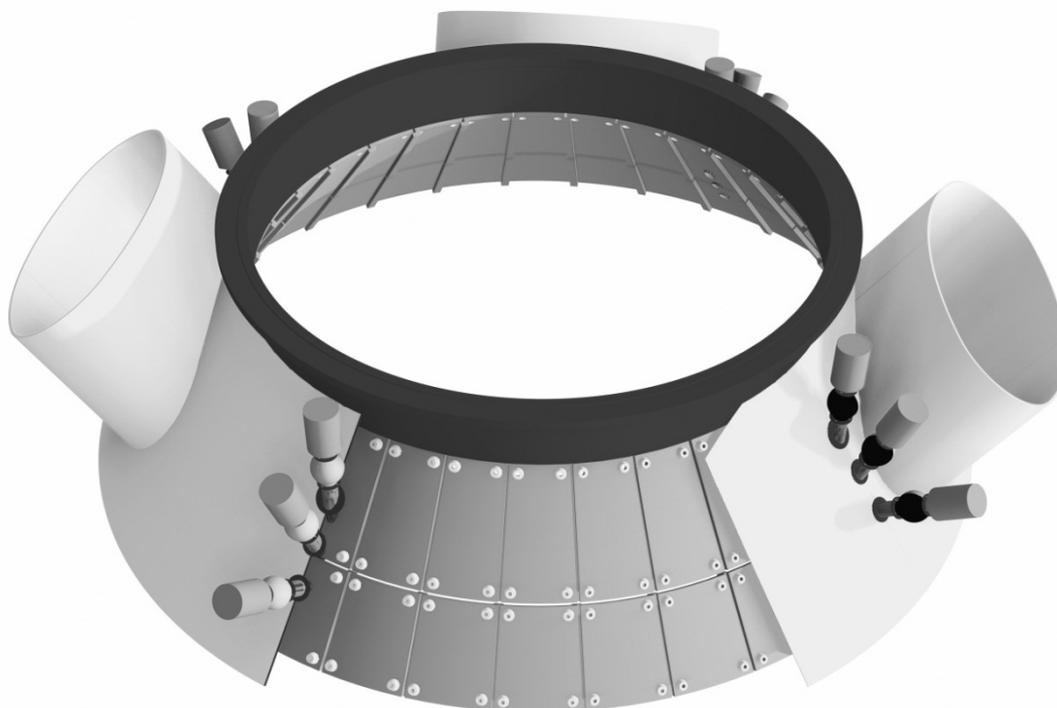


Рис. 1 . Плиты футеровочные купола доменной печи



Рис. 2. Главный желоб доменной печи

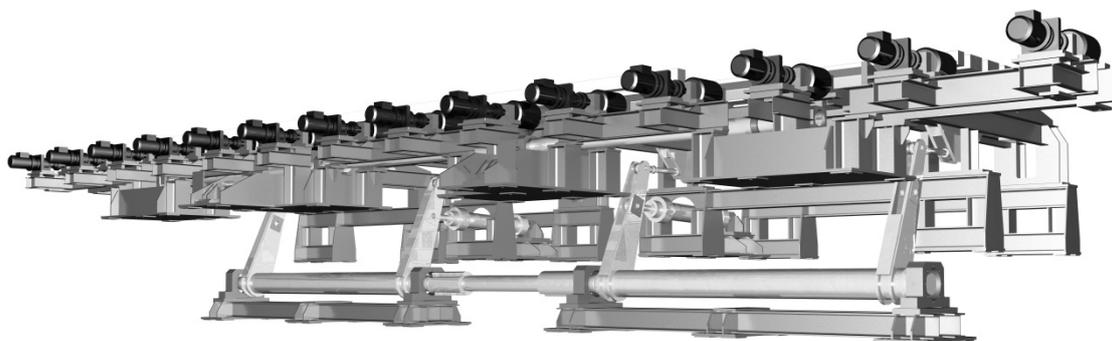


Рис. 3. Стол загрузки заготовок перед нагревательной печью

Проектирование с использованием САД – систем значительно повышало уровень выполняемых проектных работ, однако в целом не влияло на процесс проектирования. Локально выполненные проекты, в основном нестандартизированного оборудования, не позволяли достичь качественно нового уровня проектирования .

Следующим этапом стала разработка информационной модели. Для оценки эффективности применения ВМ технологий разработан проект прокатного цеха комплекса мелкосортного стана на ТОО «ЕВРАЗ Каспиан Сталь», Республика Казахстан. В задачи этапа входила совместная разработка единой модели проектирования с учетом использования специализированных программных комплексов.

Для выполнения проекта были привлечены специалисты различных специальностей. Как и в классической схеме проектирования, каждый конструктор отвечал за определенный раздел проекта. Разработанные в процессе работы части проекта были собраны в единую сборку объекта проектирования, представленную на рисунках 4 – 5.

В результате работы получена информационная модель цеха и автоматически получена рабочая документация по всем частям проекта.

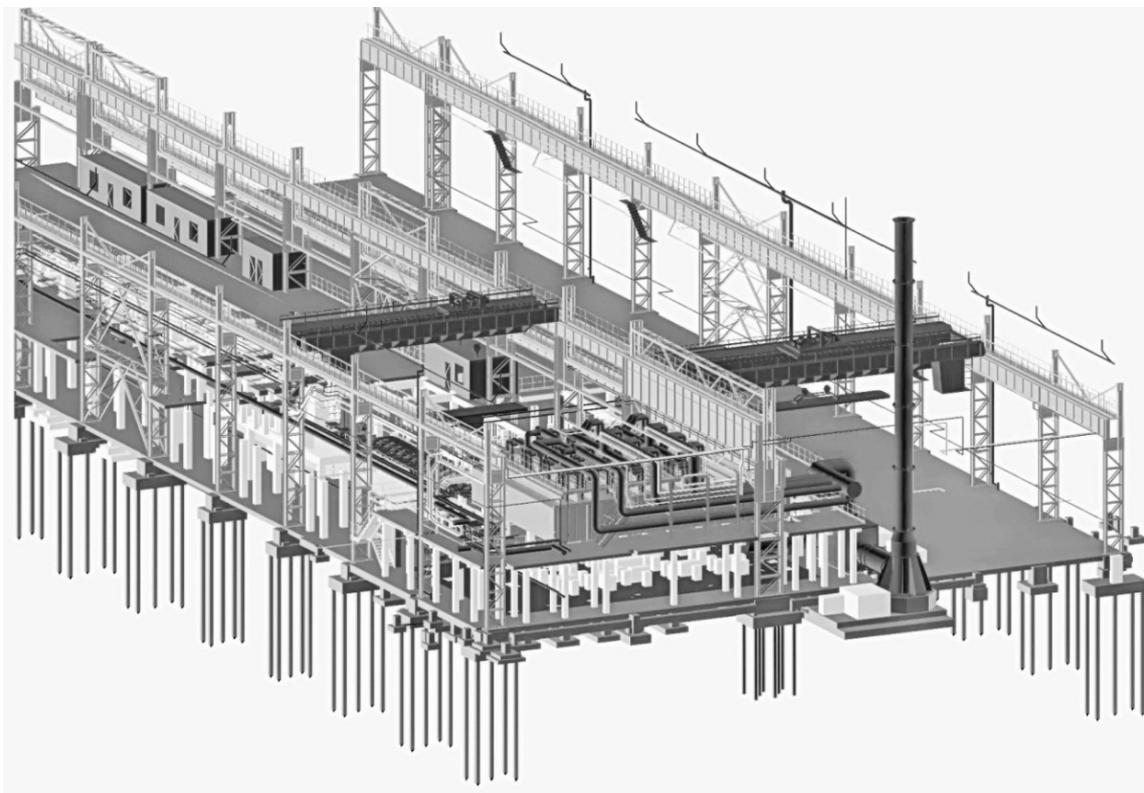


Рис. 4. Общий вид оборудования прокатного цеха

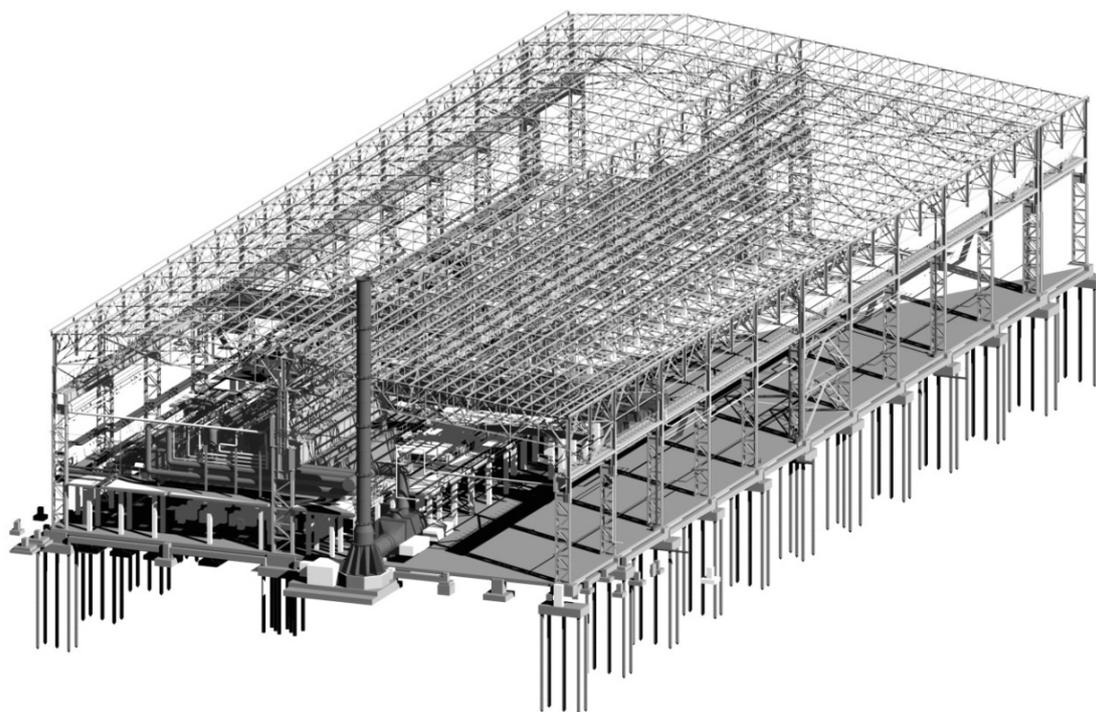


Рис. 5. Общий вид строительных конструкций прокатного цеха

Необходимо отметить, что еще на стадии разработки проекта полностью исключались всевозможные «нестыковки» между частями проекта. Данная форма проектирования позволяет оперативно вносить требуемые изменения в проект. Всем разделам проекта, представленным в сборке, присвоены атрибуты, они позволяют оперативно получать необходимую информацию по всем разделам проекта. Технолог, курирующий работу проекта, имеет ежедневную возможность контроля выполненных работ.

Использование BIM технологий позволило повысить производительность работы проектировщиков на 50 % в основном благодаря организации совместной работы в едином рабочем пространстве. Также возросло качество документации (автоматическое получение спецификаций, устранение «нестыковок», унификация внешнего вида и др.), сократились сроки проектирования.

### **Выводы**

Внедрение BIM технологий позволит максимально эффективно использовать проектные мощности при проектировании сложных объектов.

Одним из главных достижений BIM является возможность добиться полного соответствия эксплуатационных характеристик объекта проектирования требованиям заказчика. Поскольку технология BIM позволяет с высокой степенью достоверности воссоздать сам объект со всеми конструкциями, материалами, инженерным оснащением и протекающими в нем процессами и отладить на виртуальной модели основные проектные решения.

### **Список литературы**

1. Талапов В. В. Основы BIM: введение в информационное моделирование зданий / В. В. Талапов. – М. : ДМК Пресс, 2001. – 392 с.
2. BIM Handbook a guide to building information modeling / Eastam C., Teicholz P., Sacks R., Liston K. – NJ : Wiley, 2008. – 485 p.

*Рукопись поступила 20.11.2012 г.*

## **А Н Н О Т А Ц И И**

УДК 669.184

*Бейцун С.В., Михайловский Н.В.*

*Моделирование теплового состояния сталеразливочных ковшей.*

С. 3 – 8.

Рус.

Библ. – 3 назв.

Разработана математическая модель для определения изменения теплосодержания футеровки сталеразливочного ковша при различных операциях на участке внепечной обработки стали. Исследовано изменение температуры расплава в ковше при различных вариантах его подготовки под разливку. Установлена зависимость величины снижения температуры расплава, разлитого в ковш, от времени остывания ковша.

Ключевые слова: сталеразливочный ковш; тепловое состояние; охлаждение расплава.

*Бейцун С.В., Михайловський М.В.*

*Модельовання теплового стану сталерозливних ківшів.*

Розроблено математичну модель для визначення зміни тепловмісту футеровки сталерозливного ковша при різних операціях на ділянці позапечної обробки сталі. Досліджено зміну температури розплаву в ковші при різних варіантах його підготовки під розливання. Встановлено залежність величини зниження температури розплаву, який розлитий в ківш, від часу охолодження ковша.

Ключові слова: сталерозливних ківш; тепловий стан; охолодження розплаву.

*Beitsoun S.V., Mikhailovsky M.V.*

*Modeling of the thermal state of ladles.*

A mathematical model for determining the change in heat content of steel ladle linings for various works at the secondary metallurgy. The change in the temperature of the melt in the ladle with different variants of its preparation for casting. The dependence of the value of reducing the temperature of the melt, diffuse into the ladle, on the cooling time of the ladle.

Keywords: steel ladle; thermal state; the cooling of the melt.

УДК 669.184.15

*Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.*

*Предпосылки к использованию конвертерного газа для восстановления железорудного сырья.*

С. 9 – 20.

Рус.

Библ. – 10 назв.

Проанализирован ряд аспектов, касающихся использования конвертерного газа для восстановления железорудного сырья: применение металлизированного сырья в конвертерной плавке; возможность снижения или устранения выбросов СО в атмосферу с негорючим конвертерным газом; возможность уменьшения объёма конвертерного газа при восстановлении. Анализ предпосылок указывает на возможность разработки эффективной системы технологического использования конвертерного газа, включающей получение металлизированного железорудного сырья с последующим использованием его для конвертерной плавки, ликвидацию выбросов СО в атмосферу с негорючим конвертерным газом и уменьшение количества конвертерного газа при восстановлении в 1,1 – 1,8 раза.

Ключевые слова: конвертерный газ; железорудное сырьё; восстановление; монооксид углерода.

*Gichev Y.O., Pereverzeva O.V.*

*Передумови до використання конвертерного газу для відновлення залізорудної сировини.*

Проаналізовано ряд аспектів, які стосуються використання конвертерного газу для відновлення залізорудної сировини: застосування металізованої сировини в конвертерній плавці; можливість зниження або усунення викидів СО в атмосферу з негорючим конвертерним газом; можливість зменшення обсягу конвертерного газу при відновленні. Аналіз передумов вказує на можливість розробки ефективної системи технологічного використання конвертерного газу, що включає отримання металізованої залізорудної сировини з подальшим використанням її для конвертерної плавки, ліквідацію викидів СО в атмосферу з негорючим конвертерним газом і зменшення кількості конвертерного газу при відновленні в 1,1 – 1,8 рази.

Ключові слова: конвертерний газ; залізорудна сировина; відновлення; монооксид вуглецю.

*Gichev Y.A., Pereverzeva O.V.*

*Prerequisites for using the converter gas in raw iron ore materials reduction.*

The paper analyses a number of aspects related to the use of converter gas for iron ore reduction: utilization of metallized materials in converting smelting; possibility to reduce or eliminate carbon emissions via non-combustible converter gas into the atmosphere; possibility to reduce the amount of converter gas during deoxidization. The analysis of prerequisites

indicates the possibility of developing an effective system of technological converter gas usage, including obtaining metallized iron ore with its following use in the converter smelting, eliminating CO emissions via non-combustible converter gas into the atmosphere and decreasing amount of converter gas during reduction by 1.1 – 1.8 times.

Keywords: converter gas; iron ore; reduction; carbon monoxide.

УДК 669.184.15

*Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.*

*Оценка восстановительной способности конвертерного газа.*

С. 21 – 36.

Рус.

Библ. – 7 назв.

Рассмотрены два варианта размещения реактора-восстановителя на газоотводящем тракте конвертера. Размещение реактора на высокотемпературном газе позволяет одновременно с использованием восстановительного потенциала газа утилизировать его физическую теплоту. При использовании охлаждённого газа возникает проблема нагрева газа перед подачей его в реактор, что осуществляется путём частичного сжигания газа.

В результате оценки восстановительной способности газа установлено, что для получения высокометаллизованного продукта газ следует подавать в реактор-восстановитель в течение нескольких продувок конвертера, образующих цикл восстановления. При этом процесс восстановления синхронизирован с выплавкой стали. Установлено также, что использование высокотемпературного газа в 2-3 раза эффективнее по сравнению с использованием охлаждённого газа, но вместе с этим использование газа в качестве восстановителя как до, так и после газоочистки, вполне целесообразно. По степени использования CO восстановление конвертерным газом не уступает другим известным технологиям прямого получения железа.

Ключевые слова: конвертерный газ; железорудное сырьё; металлизация; реактор-восстановитель; продувка.

*Гичов Ю.О., Переверзева О.В.*

*Оцінка відновної здатності конвертерного газу.*

Розглянуто два варіанти розміщення реактора-відновлювача на газовідвідному тракті конвертера. Розміщення реактора на високотемпературному газі дозволяє одночасно з використанням відновного потенціалу газу утилізувати його фізичну теплоту. При використанні охолодженого газу виникає проблема нагріву газу перед подачею його до реактора, що здійснюється шляхом часткового спалювання газу.

В результаті оцінки відновної здатності газу встановлено, що для отримання високометалізованого продукту газ слід подавати до реактора-відновлювача протягом декількох продувок конвертера, що утворюють цикл відновлення. При цьому процес відновлення синхронізований з виплавою сталі. Встановлено також, що використання високотемпературного газу в 2-3 рази ефективніше в порівнянні з використанням охолодженого газу, але разом з цим використання газу в якості відновлювача як до, так і після газоочищення, цілком доцільно. За ступенем використання CO відновлення конвертерним газом не поступається іншим відомим технологіям прямого отримання заліза.

Ключові слова: конвертерний газ; залізородна сировина; металізація; реактор-відновлювач; продувка.

*Gichev Y.A., Pereverzeva O.V.*

*Assessment of converter gas reduction potential.*

Two variants of placing the reducing reactor on the gas exhaust duct of the converter have been considered. Placing the reactor in the high-temperature gas allows simultaneously to use the gas reduction potential and to recycle its physical heat. When the cooled gas is used, there arises a problem of heating it before feeding into the reactor, which is done by the partial gas combustion.

The assessment of the gas reduction potential allowed to state that in order to obtain a metal-rich product the gas should be fed to the reducing reactor, the reducing agent for several purges converter forming the cycle of recovery. The process of recovery is synchronized with steel production. It was also found that the use of high-temperature gas is 2-3 times more effective than using a cooled gas, but simultaneous the use of gas as a reducing agent, both before and after scrubbing, is more appropriate. According to the degree of recovery of CO, BOF gas is not inferior to other known technologies of direct iron production.

Keywords: converter gas; iron ore; metal; reducing reactor; purging.

УДК 669. 162.2

*Грес Л.П., Карпенко С.А., Флейшман Ю.М.*

*Определение оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника.*

С. 37 – 41.

Рус.

Библ. – 2 назв.

Рассмотрена задача определения оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника, которая была решена с использованием критерия минимума приведенных затрат. Показано, что

величина оптимальной поверхности зависит, в основном, от соотношения цен на отопительный газ блока доменных воздухонагревателей и металл для изготовления трубчатых элементов теплообменника.

Ключевые слова: теплообменник; оптимальная поверхность нагрева; приведенные затраты; тепловые потери; затраты на металл; затраты на топливо; оптимизация.

*Gres L.P., Karpenko S.A., Fleishman Yu.M.*

*Визначення оптимальної поверхні нагріву протиточного теплообмінника.*

Вирішена задача визначення оптимальної поверхні нагріву протиточного теплообмінника із застосуванням критерію мінімуму приведених витрат. Показано, що величина оптимальної поверхні залежить, в основному, від співвідношення цін на опалювальний газ блоку доменних повітрянагрівників та метал на виготовлення трубчатих елементів теплообмінника.

Ключові слова: теплообмінник; оптимальна поверхня нагріву; приведені витрати; теплові втрати; витрати на метал; витрати на паливо; оптимізація.

*Gres L.P., Karpenko S.A., Fleishman Yu.M.*

*Defining the optimum surface of heating the counter-flow heat exchanger.*

The article deals with the problem of counter-flow heat exchanger surface optimization, which was solved with the criterion the adjusted costs minimum.

It was shown that the exchanger surface is a function of the ratio between the price of the gas for heating the blast furnace air heaters and the cost of metal for manufacturing heat exchanger tube elements.

Key words: heat exchanger; optimal heating surface; adjusted costs; heat losses; metal cost; fuel cost; optimization.

УДК 669. 162.2

*Грес Л.П., Карпенко С.А., Флейшман Ю.М.*

*К определению разности температур между двумя движущимися теплоносителями в противоточном теплообменнике.*

С. 42 – 45.

Рус.

Библ. – 6 назв.

Рассмотрена задача определения разности температур между двумя движущимися теплоносителями в противоточном теплообменнике с использованием закономерностей теплообмена сред и балансо-

вых соотношений. Показана необходимость решения указанной задачи, связанная с отсутствием достоверных литературных данных для определения указанной разности температур. Эту разность температур можно использовать для решения задачи определения оптимальной температуры нагрева противоточного теплообменника.

Ключевые слова: противоточный теплообменник; отсутствие достоверной информации; разность температур; теплоносители; оптимальная поверхность.

*Грес Л.П., Карпенко С.А., Флейшман Ю.М.*

*До визначення різниці температур між двома теплоносителями, які рухаються у протиточному теплообміннику.*

Вирішена задача визначення різниці температур між двома теплоносителями, які рухаються у протиточному теплообміннику зі застосуванням закономірностей теплообміну середовищ та балансових співвідношень. Вказана необхідність вирішення вказаної задачі, що пов'язано з відсутністю достовірних літературних даних для визначення вказаної різниці температур. Цю різницю температур використати для вирішення задачі знаходження оптимальної поверхні нагріву протиточного теплообмінника.

Ключові слова: протиточний теплообмінник; відсутність достовірної інформації; різниця температур; теплоносій; оптимальна поверхня.

*Gres L.P., Karpenko S.A., Fleishman Yu.M.*

*Estimating temperature difference between two moving heat carriers in the counter-flow heat exchanger.*

The problem of determining the temperature difference between two moving heat carriers in the counter-flow heat exchanger has been studied considering the correlations of media heat exchange and balance regularities. Finding a solution for the indicated problem is vital in view of the absence of reliable literature data as for the estimation of the temperature difference stated above. This quantity can be used to solve the problem of defining the optimal temperature for heating the counter-flow heat exchanger.

Key words: counter-flow heat exchanger; absence of reliable information; temperature difference; heat carriers; optimal surface.

УДК 621.771.22.016

**Губинский В.И., Бровкин В.Л., Дорошенко Т.В., Лазич Л.**

***Расширение диапазона охлаждающей способности устройств ускоренного охлаждения.***

С. 46 – 54.

Рус.

Библ.- 6 назв.

Расширение диапазона регулирования камеры охлаждения зависит, главным образом, от конструктивных параметров камеры (длина и диаметр). Основными ограничителями при выборе диаметра и длины камеры охлаждения являются давление воды, создаваемое насосом, и температура воды на выходе из камеры охлаждения, которые определяют верхнюю и нижнюю границы охлаждающей способности камеры охлаждения. Исследуется влияние конструктивных параметров камеры охлаждения на расширение диапазона регулирования при сохранении высокой охлаждающей способности камеры.

Ключевые слова: камера охлаждения; диаметр; длина; расход воды; температура.

Губинський В.Й., Бровкін В.Л., Дорошенко Т.В., Лазіч Л.

*Розширення діапазону охолоджуючої здатності пристроїв прискореного охолодження.*

Розширення діапазону регулювання камери охолодження залежить, головним чином, від конструктивних параметрів камери (довжина і діаметр). Основними обмежувачами при виборі діаметру і довжини камери охолодження є тиск води, що створюється насосом, і температура води на виході з камери охолодження, які визначають верхню і нижню межі охолоджуючої здатності камери охолодження. Досліджується вплив конструктивних параметрів камери охолодження на розширення діапазону регулювання при збереженні високої охолоджуючої здатності камери.

Ключові слова: камера охолодження; діаметр; довжина; витрата води; температура.

Gubinsky V.I. Brovkin V.L., Doroshenko T.V., Lazich L.

*Extending the range of cooling capacity of devices of the accelerated cooling.*

Extending the range of the cooling chamber regulation depends primarily on the camera design parameters (length and diameter). Main bottlenecks in choosing the diameter and length of the cooling chamber are water pressure created by the pump and the water temperature at the outlet of the cooling chamber, which define the upper and lower boundary of the cooling capacity of the cooling chamber. Investigates The influence of the cooling chamber design parameters on expanding the control range while maintaining high cooling capacity of the chamber has been analysed.

Keywords: cooling chamber; diameter; length; water consumption; temperature.

УДК 536.24:621.643.23

*Губинский М.В., Федоров С.С., Ливитан Н.В., Хейфец Р.Г., Гогоци А.Г.*

*Выбор аэродинамических режимов работы высокотемпературных печей электротермического кипящего слоя.*

С. 55 – 61.

Рус.

Библ.- 3 назв.

В статье приведены результаты экспериментальных исследований псевдооживленного слоя применительно к условиям работы высокотемпературных печей с электротермическим кипящим слоем для обжига углеродных материалов. Определены аэродинамические режимы работы слоя, при которых происходит интенсивное перемешивание материала и, таким образом, обеспечивается равномерное распределение температуры по сечению и высоте рабочей зоны печи.

Ключевые слова: углеродный материал; высокотемпературная обработка; электротермический кипящий слой; аэродинамический режим.

*Губинський М.В., Федоров С.С., Лівітан М.В., Хейфец Р.Г., Гогоци О.Г.*

*Вибір аеродинамічних режимів роботи високотемпературних печей електротермічного киплячого шару.*

У статті наведено результати експериментальних досліджень псевдозрідженого шару стосовно до умов роботи високотемпературних печей з електротермічним киплячим шаром для обпалу вуглецевих матеріалів. Визначено аеродинамічні режими роботи шару, при якому відбувається інтенсивне перемішування матеріалу і, таким чином, забезпечується рівномірний розподіл температур по перерізу та висоті робочої зони печі.

Ключові слова: вуглецевий матеріал; високотемпературна обробка; електротермічний киплячий шар; аеродинамічний режим.

*Gubynskiy M.V., Fedorov S.S., Livitan N.V., Kheifetz R.G., Gogotsi O.G.*

*Selection of aerodynamic operation modes for high-temperature electrothermal fluidized bed furnaces*

The paper presents the results of experimental studies of the fluidized bed in relation to working conditions of high temperature furnaces with electrothermal fluidized bed for carbon materials calcination. The paper examines such aerodynamic modes of the bed operation which ensure intensive mixing of the material. Thus the temperature is uniformly distributed along the cross section and height of the working zone of the furnace.

Keywords: carbon material; high temperature treatment; electrothermal fluidized bed; aerodynamic mode.

УДК 669.04:66.042:662.957

*Ерёмин А.О.*

*Разработка конструкции регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением.*

С. 62 – 77.

Рус.

Библ.- 16 назв.

Разработана конструкция регенеративного нагревательного колодца с торцевым расположением горелок. Определены динамические характеристики топлива и воздуха горения, разработана конструкция горелки, обеспечивающая регламентированное объёмное сжигание топлива с учётом высокотемпературного подогрева воздуха.

Ключевые слова: регенеративный нагревательный колодец с торцевым отоплением; динамические характеристики; регламентированное объёмное сжигание топлива; конструкция горелки.

*Єрьомін О.О.*

*Розробка конструкції регенеративного нагрівального колодця з торцевим опаленням.*

Розроблено конструкцію регенеративного нагрівального колодця з торцевим розміщенням пальників. Визначені динамічні характеристики палива і повітря горіння, розроблено конструкцію пальника, що забезпечує регламентоване об'ємне спалювання палива з урахуванням високотемпературного підігрівання повітря.

Ключові слова: регенеративний нагрівальний колодязь з торцевим опаленням; динамічні характеристики; регламентоване об'ємне спалювання палива; конструкція пальника.

*Eryomin A.O.*

*Development of a regenerative soaking pit design with end face heating.*

The design of regenerative soaking pit was developed with end face location of the burner. Dynamic characteristics of fuel and air are defined for burning, the burner was designed to ensure the required volume burning of fuel, taking into account high temperature air heating.

Keywords: regenerative soaking pit with end face heating; dynamic characteristics; required volume burning of fuel; burner design.

УДК 621.1.016.4

**Ерёмин А.О.**

***Организация регламентированного сжигания топлива в нагревательных печах с целью создания равномерного температурного поля.***

С. 78 – 83.

Рус.

Библ. – 2 назв.

Работа посвящена повышению качества нагрева металла и снижению расхода топлива за счёт управления сжиганием топлива, движением печных газов и тепломассообменными процессами в промышленных нагревательных печах с высокотемпературным подогревом воздуха.

Ключевые слова: распределённое горение; температурное поле; рециркуляция.

*Єрьомін О.О.*

***Організація регламентованого спалювання палива в нагрівальних печах з метою створення рівномірного температурного поля.***

Роботу присвячено підвищенню якості нагрівання металу та зниженню витрати палива за рахунок управління спалюванням палива, рухом пічних газів і тепломасообмінними процесами в промислових нагрівальних печах з високотемпературним підігрівом повітря.

Ключові слова: розподілене згоряння; температурне поле; рециркуляція.

*Eryomin A.O.*

***Organization of regulated fuel combustion in heating furnaces to create uniform temperature field.***

The paper focuses on the complex solution of the problem related to the increase in metal heating quality and decrease in fuel consumption due to controlled fuel combustion, flue gases movement as well as heat and mass exchange processes in industrial thermal furnaces with high temperature air heating.

Key words: distributed fuel combustion, temperature field, recirculation.

УДК 669.168

**Жаданос А.В., Деревянко И.В.**

***Теплофизическая модель взаимодействия углеродкарби докремниевых брикетов с металлом-полупродуктом при внепечной обработке стали.***

С. 84 – 90.

Рус.

Библ.- 6 назв.

Разработана теплофизическая модель взаимодействия углеродкарбидокремниевых брикетов с железоуглеродистым расплавом. Методом конечных разностей на ПЭВМ выполнен расчет процесса плавления цементной связки CSIC-брикетов. Получена математическая модель, позволяющая оценить время полного взаимодействия брикетов в расплаве в зависимости от их размеров, что позволит определять рациональный размер брикетов при их использовании в ковшовой металлургии.

Ключевые слова: CSIC-брикеты; рациональный размер; математическая модель; теплофизические процессы.

*Жаданос О.В., Дерев'янку І.В.*

*Теплофізична модель взаємодії вуглецькарбідкремнієвих брикетів з металом-напівпродуктом при позапечній обробці сталі.*

Розроблена теплофізична модель взаємодії вуглецькарбідкремнієвих брикетів з залізовуглецевим розплавом. Методом кінцевих різниць на ПЕОМ виконано розрахунок процесу плавлення цементної зв'язки CSIC-брикетів. Отримана математична модель, що дозволяє оцінити час повної взаємодії брикетів в розплаві в залежності від їх розмірів, що дозволить визначати раціональний розмір брикетів при їх використанні в ковшовій металургії.

Ключові слова: CSIC-брикети; раціональний розмір; математична модель; теплофізичні процеси.

*Zhadanos A.V., Derevyanko I.V.*

*Thermophysical model of CSIC-briquettes interaction with the liquid metal in out-of-furnace steel processing.*

The thermal model of CSIC-briquettes interaction with FeC melt was developed. The process of melting cement bundle of CSIC-briquettes has been computed by the method of finite differences. The mathematical model helps to evaluate time of full interaction of briquettes in a melt depending on their sizes and it will allow to determine the reasonable size of briquettes for their usage in ladle metallurgy.

Keywords: CSIC-briquettes; reasonable size; mathematical model; thermal processes.

УДК 621.1:532.5

*Курсанов М.В.*

*О расчёте температуры воды на поверхности парового пузырька для задач моделирования вскипающих потоков в каналах заданной формы (обобщение уравнения Гудмена).*

С. 91 – 101.

Рус.

Библ. –5 назв.

В статье получена система уравнений для расчёта температуры воды на поверхности парового пузырька, находящегося в потоке вскипающей воды без подвода тепла со стороны стенок канала. Система уравнений получена интегральным методом решения задач нестационарной теплопроводности на основе интерполяция для температурного поля в слое воды около пузырька в пределах ячейки двухфазной среды. Принятая в статье интерполяция учитывает не адиабатический характер граничного условия на внешней поверхности ячейки и нагрев слоя воды в ячейке от вязкой диссипации механической энергии микродвижений фаз (радиального и относительного в стоксовском режиме). Полученную систему уравнений предлагается называть системой уравнений Гудмена для пузырькового потока (УГПП) по имени одного из авторов интегрального метода решения задач нестационарной теплопроводности. Система УГПП может использоваться для оптимизации режимов работы гидропаровой турбины.

Ключевые слова: двухфазная среда; паровой пузырьёк; температура воды; интегральный метод решения задач нестационарной теплопроводности; система уравнений Гудмена для пузырькового потока (УГПП); гидропаровая турбина.

*Кірсанов М.В.*

*Про калькуляцію температури води на поверхні парового пузырька для задач моделювання потоків, що вскипають у каналах заданої форми (узагальнення рівняння Гудмена).*

У статті отримано систему рівнянь для калькуляції температури води на поверхні парового пузырька, який знаходиться у потоці, що вскипає без підводу тепла від стінок каналу. Система рівнянь отримана інтегральним методом розв'язання задач нестационарної теплопровідності на основі інтерполяції для температурного поля у шарі води в межах чарунки двофазного середовища. Запропонована у статті інтерполяція враховує не адиабатичний характер граничної умови на зовнішній поверхні чарунки та нагрів шару води від в'язкої дисипації механічної енергії мікрорухів фаз (радіального та відносного у стоксовському режимі). Отриману систему рівнянь запропоновано називати системою рівнянь Гудмена для пузырькового потоку (РГПП) на честь одного із авторів інтегрального методу розв'язання задач нестационарної теплопровідності. Система рівнянь може використовуватись для оптимізації режимів роботи гідропарової турбіни.

Ключові слова: двофазне середовище; паровий пузырьёк; температура води; інтегральний метод розв'язання задач нестационарної те-

плопроводности; система рівнянь Гудмена для пазиркового потоку (РГПП); гідропарова турбіна.

*Kirsanov M.V.*

*Calculation of water temperature on the vapour bubble surface for mathematical modeling of boiling flows in nozzles of the set geometric shape.*

The paper presents a system of equations for the calculation of water temperature on the surface of a vapour bubble in the boiling flow without heat supply from the nozzle walls. The system of equations is obtained by the integral method for solving nonstationary heat conduction problem on the basis of interpolation for the temperature field in the layer of water near the bubble within the limits of two-phase medium cell. This interpolation takes into account non-adiabatic type of boundary condition on the external surface of the cell and heating water layer in the cell by viscous dissipation of mechanical energy from phases' micro motion (radial and relative in the Stokes' mode). It is suggested that the obtained system be named system of Goodman equations for a bubble flow (GEBF) after one of the authors of integral method of solving nonstationary heat conduction problem. The GEBF system can be used for optimization of the operation modes of a hydro-vapour turbine.

Key words: two-phase medium; vapour bubble; water temperature; integral method for solving nonstationary heat conduction problem; system of Goodman equations for a bubble flow (GEBF); hydro-vapour turbine.

УДК 532.685:536.24

*Лукиша А.П.*

*Определение параметра насыщенности и функций относительных фазовых проницаемостей при движении двухфазного парожидкостного потока в пористых каналах.*

С. 102 – 114.

Рус.

Библ. –11 назв.

На основе объединения и анализа двух известных существующих методик расчёта гидравлического сопротивления при движении двухфазных парожидкостных потоков в пористых средах (методики Маскета-Леверетта и Локкарта-Мартинелли), которые адаптированы к пористым высокотеплопроводным материалам В.А. Майоровым, Ю.А. Зейгарником, И.В. Калмыковым, получены расчётные данные для функций относительных фазовых проницаемостей и параметра насыщенности пористого материала жидкой фазой. Показан более сложный и многопараметрический характер зависимости указанных величин от основных режимно - конструктивных параметров пористых теплообменных элементов, чем это считалось ранее. На основе расчёт-

ных данных получены интерполяционные зависимости для определения параметров насыщенности пористых образцов и степенного коэффициента в функциях относительных фазовых проницаемостей.

Ключевые слова: гидродинамика; двухфазные парожидкостные потоки; пористые материалы; модель относительной фазовой проницаемости.

*Лукіша А.П.*

*Визначення параметра насиченості і функцій відносних фазових проникнень при русі двохфазного парорідинного потоку в пористих каналах.*

На основі об'єднання й аналізу двох відомих існуючих методик розрахунку гідравлічного опору при русі двохфазних парорідинних потоків у пористих середовищах (методики Маскета-Лeverетта і Локкарта-Мартінееллі), що адаптовані до пористих високотеплопровідних матеріалів В.О. Майоровим, Ю.А. Зейгарніком, І.В. Калмиковим, отримані розрахункові дані для функцій відносних фазових проникнень і параметра насиченості пористого матеріалу рідкою фазою. Показано більш складний і багатопараметричний характер залежності значених величин від основних режимно - конструктивних параметрів пористих теплообмінних елементів, чим це вважалося раніше. На основі розрахункових даних отримані інтерполяційні залежності для визначення параметрів насиченості пористих зразків і ступіневого коефіцієнта у функціях відносних фазових проникнень.

Ключові слова: гидродинамика; двухфазні парорідинні потоки; пористі матеріали; модель відносної фазової проницаемости.

*Lukisha A.P.*

*Definition of saturation parameter and functions of relative phase permeability of moving two-phase vapour-liquid flow in porous channels.*

On the basis of association and analysis of two known existing methods for calculating the hydraulic resistance of moving two-phase vapour-liquid flow in porous media (methods of Muskat M. – Leverett M.C. and Lockhart-Martinelli, that were adapted for porous materials with the high thermal conductivity by V.A. Mayorov, Y.A. Zeigarnik, I.V. Kalmykov) , numerical data are obtained for functions of relative phase permeability and for saturation parameter of porous material by the liquid phase. The paper shows that the character of these quantities dependence on the basic design - regime parameters of porous heat exchange elements is more complex and multi-parameter than previously thought. Interpolation relations obtained on the basis of the calculated data allow to determine functions of the relative phase permeability and saturation parameter of a porous material by the liquid phase.

Key words: hydrodynamics; two-phase vapour-liquid flows; porous materials; model of a relative phase permeability.

УДК 621.482

*Мамон Э.Н.*

*Особенности выбора и оценки экономической эффективности энергосберегающих мероприятий.*

С. 115 – 124.

Рус.

Библ. – 3 назв.

Рассмотрены условия сопоставимости энергосберегающих мероприятий, а также особенности оценки экономической эффективности энергосберегающих проектов. Для уменьшения погрешности расчетов денежных потоков при реализации таких проектов предложено уменьшить временной шаг до одного месяца или квартала. При этом необходимо рассчитывать ставку дисконта для выбранного временного шага, которая должна соответствовать заданной эффективности капитала во временном разрезе один год.

Ключевые слова: энергосберегающие мероприятия; денежный поток; ставка дисконта; эффективность проекта.

*Мамон Е.М.*

*Особливості вибору та оцінки економічної ефективності енергозберігаючих заходів.*

Розглянуто умови порівняльності енергозберігаючих заходів, а також особливості оцінки економічної ефективності енергозберігаючих проектів. Для зменшення похибки розрахунків грошових потоків при реалізації таких проектів запропоновано зменшити часовий крок до одного місяця або кварталу. При цьому необхідно розраховувати ставку дисконту для вибраного часового кроку, яка повинна відповідати заданій ефективності капіталу в часовому розрізі один рік.

Ключові слова: енергозберігаючі заходи; грошовий потік; ставка дисконту; ефективність проекту.

*Mamon E.M.*

*Selection of energy-saving measures and evaluation of their cost-effectiveness.*

The paper studies conditions for the compatibility of energy-saving measures and specifics of evaluating energy-saving projects cost-effectiveness. To reduce the error in calculation of cash flows for such projects, it is proposed to shorten the time step to a month or a quarter. It is necessary to calculate the discount rate for the selected time step which

should correspond to the efficiency of capital in the course of year.

Keywords: energy saving measures; cash flow; discount rate; project effectiveness.

УДК 536.421.1+532.546:621.746

*Мелихов В.М.*

*Численное моделирование теплопереноса, гидродинамики и макроструктуры в затвердевающих композитных слитках.*

С. 125 – 134.

Рус.

Библ.- 7 назв.

Разработана математическая модель гидродинамических и теплофизических процессов при формировании многослойного и армированного стальных слитков. В результате математического моделирования затвердевания композитных слитков получены: поля температуры, доли твердой фазы и поля скоростей в расплаве; изменение температуры в слитке; размеры кристаллов и структурных зон в многослойном и армированном слитке. Особенности строения макроструктуры определены на границе слоя легированной стали как в многослойном слитке. Также в армированном слитке на границе внутреннего холодильника отмечены особенности формирования кристаллической структуры. Показано изменение структурных зон слитка в зависимости от градиента кристаллизации и скорости роста дендрита.

Ключевые слова: теплообмен; кристаллизация; тепловая конвекция; макроструктура; математическое моделирование.

*Мелихов В.М.*

*Чисельне моделювання теплопереноса, гідродинаміки і макроструктури в композитних злитках, що твердіють.*

Розроблено математичну модель гідродинамічних і теплофізичних процесів при формуванні багат шарового і армованого сталевих злитків. В результаті математичного моделювання затвердіння композитних злитків отримані: поля температури, частки твердої фази й поля швидкостей у розплаві; зміна температури в зливку; розміри кристалів і структурних зон в багат шаровому та армованому злитку. Особливості будови макроструктури визначені на кордоні шару легованої сталі як в багат шаровому злитку. Також в армованому зливку на кордоні внутрішнього холодильника відзначені особливості формування кристалічної структури. Показано зміну структурних зон злитка залежно від градієнта кристалізації і швидкості росту дендрита.

Ключові слова: теплообмін; кристалізація; тепла конвекція; макроструктура; математичне моделювання.

*Melikhov V.M.*

*Numerical simulation of heat transfer, fluid dynamics and macrostructure of solidifying composite ingots.*

The paper presents a mathematical model of hydrodynamic and thermal processes in the formation of multi-layer and reinforced steel bars. In the mathematical modeling of composite ingots solidification we obtained: temperature fields, solid fraction share and velocity fields in the melt, temperature change in the ingot, crystal sizes and structural zones in the laminated and reinforced ingot. Features of the macrostructure composition are defined in the boundary layer of alloy steel as in a multilayer ingot. Also peculiarities of the crystal structure formation in a reinforced ingot on the border of the inner refrigerator were marked. The change of the ingot structural zones are described in regard to the gradient of crystallization and the growth rate of the dendrite.

Keywords: heat transfer; crystallization; thermal convection; macrostructure; mathematical modeling.

УДК 548.523:532.64

*Недопекин Ф.В., Петренко А.А., Петренко В.И.*

*Влияние сил поверхностного натяжения на устойчивость фронта кристаллизации и формирование полос роста пилообразной формы.*

С. 135 – 147.

Рус.

Библ.- 14 назв.

В работе впервые подробно рассмотрено влияние всех составляющих сил поверхностного натяжения: кристалл – расплав; расплав-окружающая среда и гравитационной составляющей веса расплава в мениске на всех стадиях вытягивания кристалла и влияние этих сил на угол сопряжения поверхности мениска с вертикальной поверхностью кристалла. Показано, что кристаллизация очередного слоя твердой фазы происходит в момент срыва мениска с вертикальной боковой поверхности кристалла на горизонтальную границу раздела фаз и образования в мениске «шейки». В этот момент происходит кристаллизация, форма мениска «консервируется» и на поверхности образуется пилообразная структура.

Ключевые слова: граница раздела фаз: расплав – твердое тело; поверхностные натяжения; переохлаждение расплава; дискретность кристаллизации; полосы роста; угол смачивания; диаметр кристалла.

*Недоп'юкін Ф.В., Петренко О.О., Петренко В.І.*

*Вплив сил поверхневого натягу на стійкість фронту кристалізації і формування смуг росту пилкоподібної форми.*

У роботі вперше детально розглянуто вплив всіх складових сил поверхневого натягу: кристал - розплав; розплав-навколишнє середовище і гравітаційної складової ваги розплаву в меніску на всіх стадіях витягування кристала і вплив цих сил на кут сполучення поверхні меніска з вертикальною поверхнею кристала. Показано, що кристалізація чергового шару твердої фази відбувається в момент зриву меніска з вертикальної бічної поверхні кристала на горизонтальну межу розділу фаз і утворення в меніску «шийки». У цей момент відбувається кристалізація, форма меніска «консервується» і на поверхні утворюється пилкоподібна структура.

Ключові слова: межа розділу фаз: розплав – тверде тіло; поверхневі натяги; переохолодження розплаву; дискретність кристалізації; смуги росту; кут змочування; діаметр кристала.

*Nedopekin F.V, Petrenko, A.A, Petrenko V.I.*

*Influence of surface tension on the stability of solidification front and the formation of growth bands of sawtooth configuration.*

The paper analyses in detail the influence of all components of the surface tension: crystal – melt; melt-environment – and the gravity component of the melt weight in the meniscus at all stages of crystal extrusion and the impact of these forces on the angle of the mating surface of the meniscus with the crystal vertical surface. It is shown that the crystallization of the every other layer of the solid phase occurs at the moment of meniscus drop from the vertical side of the crystal surface onto the horizontal phase boundary and formation of the "neck" in the meniscus. At this point, crystallization occurs, the shape of the meniscus gets preserved and a sawtooth pattern is formed on the surface.

Keywords: inter-phase boundary: melt – solid body; surface tensions; supercooling of melt; discrete crystallization; growth bands; the wetting angle; crystal diameter.

УДК 621.783.231.7.001.2

***Радченко Ю.М., Фідзефич К.В.***

***Дослідження конвеєрної печі для термообробки колес.***

С. 148 – 157.

Укр.

Библ. – 4 назв.

У статті приведено опис конструкції конвеєрної печі для термообробки залізничних колес і основні показники роботи за існуючих умов. В інженерній постановці здійснено розрахунок печі і виконано аналіз показників теплової роботи печі і визначені шляхи вдосконалення агрегату.

Ключові слова: енергоефективність; конвеєрна піч; термообробка; рециркуляція; спалювання палива.

*Радченко Ю.Н., Фидзефич К.В.*

*Исследование конвейерной печи для термообработки колес.*

В статье приведено описание конструкции конвейерной печи для термообработки железнодорожных колес и основные показатели работы в существующих условиях. В инженерной постановке выполнен расчет печи и анализ показателей ее тепловой работы и определены пути совершенствования агрегата.

Ключевые слова: энергоэффективность; конвейерная печь; термообработка; рециркуляция; сжигание топлива.

*Radchenko Yu.N., Fidzefich K.V.*

*Research into heat treating of railway wheels in the conveyer furnace.*

The paper describes design and the presentday performance indicators of conveyor furnace for heat treating of railway wheels.

Engineering calculation of the furnace has been done and its thermal performance has been analysed. Ways of improving the furnace efficiency were identified.

Keywords: energy efficiency; conveyer furnace; heat treatment; recirculation; fuel combustion.

УДК 621.783.24:669.045

*Ревун М.П., Каюков Ю.М., Чепрасов О.І., Иванов В.І., Пульпинський В.Б.*

*Дослідження теплової роботи камерної нагрівальної печі за умови імпульсного подавання палива у період витримки.*

С. 158 – 163.

Укр.

Библ. – 3 назв.

Наведено результати досліджень теплової роботи полум'яних нагрівальних печей камерного типу ПАТ «Електрометалургійний завод «Дніпроспецсталь» до та після їх переведення на опалювання пальниками з частковим попереднім змішуванням палива та повітря. Пальники забезпечують реалізацію імпульсної схеми опалювання печей у період витримки металу. Подано порівняльний аналіз показників якості нагрівання сталевих заготовок до та після розміщення нових пальників.

Ключові слова: камерна нагрівальна піч; розподіл температури; якість нагрівання; пальники з частковим попереднім перемішуванням; імпульсна схема опалювання.

*Ревун М.П., Каюков Ю.Н., Чепрасов А.И., Иванов В.И., Пульпинский В.Б.*

*Исследование тепловой работы камерной нагревательной печи в условиях импульсной подачи топлива в период выдержки.*

Приведены результаты исследований тепловой работы пламенных нагревательных печей камерного типа ПАО «Электрометаллургический завод «Днепропетцсталь» до и после перевода на отопление горелками с частичным предварительным перемешением топлива и воздуха. Горелки обеспечивают реализацию импульсной схемы отопления печи в период выдержки металла. Представлен сравнительный анализ показателей качества нагрева стальных заготовок до и после установки новых горелок.

Ключевые слова: камерная нагревательная печь; распределение температуры; качество нагрева; горелки с частичным предварительным перемешением; импульсная схема отопления.

*Revun M.P., Kayukov Yu.N., Cheprasov A.I., Ivanov V.I., Pulpinsky V.B.*

*Research into the thermal work of chamber heating furnace in conditions of pulsed fuel supply during soaking.*

The paper presents results of research into the thermal work of flame heating furnaces of chamber type before and after its transfer to heating burners with partial preliminary mixing of fuel and air at PCE electrometallurgical plant “Dneprospetzstal». The burners provide impulse regime for heating furnaces during metal soaking. Comparative analysis of heating quality of steel bars before and after setting new burners is done.

Keywords: chamber heating furnace; temperature distribution; heating quality; burners with partial preliminary mixing; impulse heating regime.

УДК 536.24:532.517

***Румянцев В.Д.***

***Нагрев тел при постоянной тепловой мощности в печах с непрерывной выдачей продукции в месте отвода дымовых газов.***

С. 164 – 169.

Рус.

Библ. – 3 назв.

Приводится математическое описание нагрева тел в проходных печах при постоянной тепловой мощности. При таком нагреве в стационарном состоянии температура уходящего из печи дыма остается постоянной. Для обеспечения такого режима нагрева распределение тепловой мощности печи будет неравномерным. Режим нагрева при постоянной тепловой мощности и производительности печи можно

осуществить при различных температурных режимах печи. Отличаться печи при этом будут своей длиной.

Ключевые слова: тепловая мощность; нагрев; температура; длительность нагрева; коэффициент использования тепла топлива.

*Румянцев В.Д.*

*Нагрів тіл при постійній тепловій потужності у печах з безперервним виходом продукції у місці відводу димових газів.*

Наведено математичний опис нагріву тіл у прохідних печах при постійній тепловій потужності. У випадку такого нагріву у стаціонарному стані температура диму, що йде з печі, залишається постійною. Для забезпечення такого режиму нагріву розподіл теплової потужності печі буде нерівномірним. Режим при постійній тепловій потужності та продуктивності печі можливо реалізувати за умов різних температурних режимів печі. При цьому печі будуть відрізнятися своєю довжиною.

Ключові слова: теплова потужність; нагрів; температура; тривалість нагріву; коефіцієнт використання тепла палива.

*Rumyantsev V.D.*

*Heating bodies under constant thermal power in the fume extraction place in furnaces with continuous product output.*

Heating bodies in through-type furnaces under constant thermal power is mathematically described. During such kind of heating in stationary conditions, the temperature of outgoing fumes remains constant. To ensure this mode of heating, the thermal power of the furnace will not be uniform. Heating under constant thermal power and furnace performance can be provided with different temperature modes of furnace operation.

Key words: thermal power; heating; temperature; duration of heating; index of fuel heat utilization.

УДК 621.577

*Усенко А.Ю., Бикмаев С.Р., Хейфец Р.Г.*

*Оценка эффективности применения теплонасосного оборудования при решении задач энергосбережения и охраны окружающей среды.*

С. 170 – 175.

Рус.

Библ. – 6 назв.

В статье представлен анализ эффективности применения теплонасосного оборудования при решении задач энергосбережения и охраны окружающей среды. Представлено сравнение экологической эффективности работы тепловых насосов и традиционных котельных,

работающих на органическом топливе. Определена экономическая и экологическая целесообразность использования тепловых насосов в условиях Украины. Показано, что энергетическое использование теплонасосного оборудования позволяет существенно сократить выбросы парниковых газов в атмосферу.

Ключевые слова: тепловой насос; парниковые газы; экологическая эффективность; энергосбережение.

*Usenko A.Yu., Bikmaev S.R., Kheifets R.G.*

*Oцінка ефективності застосування теплонасосного устаткування при рішенні завдань енергозбереження і охорони довкілля.*

В статті наведено аналіз ефективності застосування теплонасосного устаткування при рішенні завдань енергозбереження і охорони довкілля. Представлено порівняння екологічної ефективності роботи теплових насосів і традиційних котельних, працюючих на органічному паливі. Визначена економічна і екологічна доцільність використання теплових насосів в умовах України. Показано, що енергетичне використання теплонасосного устаткування дозволяє істотно скоротити викиди парникових газів в атмосферу.

Ключові слова: тепловий насос; парникові газы; екологічна ефективність; енергозбереження.

*Usenko A.Iu., Bikmaev S.R., Kheifets R.G.*

*Evaluating efficiency of heat pumps utilization in for energy saving and environmental protection.*

The analysis of the efficiency of heat pumps utilization in solving problems of energy saving and environmental protection is presented in the paper. It contains comparison of heat pumps and traditional boiler-houses running on fossil fuels in terms of ecological efficiency of their operation. The economic and environmental feasibility of heat pumps implementation in Ukraine is defined. It is shown that the use of heat pumps allows to substantially reduce greenhouse emissions to the atmosphere.

Keywords: heat pump; greenhouse gases; ecological efficiency; energy saving.

УДК 662.983

*Філін Д.С., Яковлева І.Г.*

*Дослідження та перевірочний розрахунок аеродинамічних режимних та конструктивних характеристик водоохолоджувального атмосферного га-зового пальника POLIDORO 20 BNOX, який застосовується в модулях нагріву МН "ЕКО".*

С. 176 – 182.

Укр.

Библ.- 4 назв.

В статті наведено результати дослідження конструктивних характеристик атмосферного газового пальника POLIDORO 20 BNOX, який застосовується в модулях нагріву МН "ЕКО". Виконано перевірочний розрахунок його аеродинамічних режимних та конструктивних характеристик. Отримано розрахункові значення швидкості витоку природного газу з сопла та його розрахунковий внутрішній діаметр, перевірено величину початкової ділянки між виходом газу з сопла до входу у конфузор, визначено належність даного газового пальника до групи з повним попереднім змішуванням первинного повітря на горіння.

Ключові слова: атмосферний газовий пальник; газове сопло; вхідний конфузор; змішувач; дифузор; первинне повітря.

*Филин Д.С., Яковлева И.Г.*

*Исследование и проверочный расчёт аэродинамических режимных и конструктивных характеристик водоохлаждаемой атмосферной газовой горелки POLIDORO 20 BNOX, которая используется в модулях нагрева МН "ЭКО".*

В статье приведены результаты исследования конструктивных характеристик атмосферной газовой горелки POLIDORO 20 BNOX, которая используется в модулях нагрева МН "ЭКО". Выполнен проверочный расчёт её аэродинамических режимных и конструктивных характеристик. Получено расчётное значение скорости истечения природного газа из сопла и его расчётный внутренний диаметр, проверена величина начального участка между выходом газа из сопла до входа в конфузор, определена принадлежность данной газовой горелки к группе с полным предварительным смешиванием первичного воздуха на горение.

Ключевые слова: атмосферная газовая горелка; газové сопло; входной диффузор; конфузор; смеситель; первичный воздух.

*Filin D.S., Yakovleva I.G.*

*Research and assessing calculation of aerodynamic mode and design characteristics of water-cooled atmospheric gas burner POLIDORO 20 BNOX used in heating units MN "ECO".*

The paper presents the results of research into design characteristics of atmospheric gas burner POLIDORO 20 BNOX used in heating units MN "ECO". As a result of calculations done to assess its aerodynamic mode and design characteristics, the calculated value of the natural gas speed flowing out of the nozzle and the latter inner diameter have been determined, the size of the initial path between gas exit from the nozzle and entrance into a confusor has been checked. It was also proven that the given

gas burner belongs to the group of burners with complete pre-mixing of primary air for burning.

Key-words: atmospheric gas burner; gas nozzle; intake diffuser; confusor; mixer; primary air.

УДК 620.171.3+536.2

*Чейлытко А.А.*

*Управление теплофизическими характеристиками пористого теплоизоляционного материала применяемого в среднетемпературных металлургических процессах.*

С. 183 – 189.

Рус.

Библ.- 5 назв.

В работе приведены эмпирические данные и зависимости процесса вспучивания пористого материала на основе кремнезема с целью получения теплоизоляционного материала обладающего необходимыми теплофизическими характеристиками. Указаны параметры тепловой обработки исследуемой частицы материала на основе кремнезема, при которых достигается минимальное значение коэффициента теплопроводности, теплоемкости.

Ключевые слова: теплопроводность; теплоемкость; пористость; вспучивание; теплоизоляция.

*Чейлытко А.О.*

*Управління теплофізичними характеристиками пористого теплоізоляційного матеріалу для середньотемпературних металургійних процесів.*

У роботі наведені емпіричні дані і залежності процесу спучення пористого матеріалу на основі кремнезему з метою здобуття теплоізоляційного матеріалу, що володіє необхідними теплофізичними характеристиками. Вказані параметри теплової обробки досліджуваної частинки матеріалу на основі кремнезему, при яких досягається мінімальне значення коефіцієнта теплопровідності, теплоємності.

Ключові слова: теплопровідність; теплоємність; пористість; спучення; теплоізоляція.

*Tcheilytko A.O.*

*Control over thermophysical characteristics of porous heat-insulating material used in mid-temperature metallurgical processes.*

The paper presents empiric data and relations of the bulking process in the porous material on the basis of silica with the purpose to produce heat-insulating material with necessary thermophysical properties. The parame-

ters of the thermal treatment applied to the studied silica material particle are indicated for the minimum value of heat conductivity and heat capacity coefficients.

Key words: heat conductivity; heat capacity; porosity; bulking; heat-insulation.

УДК 658.567.1

*Яковлева И.Г., Барищенко Е.Н., Мных И.Н.*

*Интенсификация конвективной теплоотдачи в термических рециркуляционных печах при реверсивной подаче возврата.*

С. 190 – 195.

Рус.

Библ.- 5 назв.

Предложена новая схема подподовой топки камерной рециркуляционной печи с неподвижным подом, где в качестве управления рециркуляцией и реверсом газов используется энергия струи возврата. Рассмотрено влияние способа управления движением продуктов сгорания на конвективный теплообмен в камерной рециркуляционной печи за счет попеременной подачи топливно-воздушной смеси и возврата отработанных продуктов сгорания. Получены зависимости для расчёта скоростей потока продуктов сгорания в рабочем пространстве и для расчёта коэффициента конвективной теплоотдачи в камерной рециркуляционной печи. Выполнен расчет температурных и скоростных параметров смеси, а также внешнего теплообмена, который позволяет осуществить выбор величины управляющего воздействия на нагрев металла.

Ключевые слова: рециркуляция; возврат; теплообмен; коэффициент теплоотдачи; конвекция.

*Яковлева І.Г., Барищенко О.М., Мних І.М.*

*Інтенсифікація конвективної тепловіддачі в термічних рециркуляційних печах при реверсивній подачі возврату.*

Запропонована нова схема підподової топки камерної рециркуляційної печі з нерухомим подом, де в якості управління рециркуляцією і реверсом газів використовується енергія струменя возврату. Розглянутий вплив способу управління рухом продуктів згорання на конвективний теплообмін в камерній рециркуляційній печі за рахунок попереминого подання паливно-повітряної суміші і возврату відпрацьованих продуктів згорання. Отримані залежності для розрахунку швидкостей потоку продуктів згорання в робочому просторі і для розрахунку коефіцієнта конвективної тепловіддачі в камерній рециркуляційній печі. Виконаний розрахунок температурних і швидкісних параме-

трів суміші, а також зовнішнього теплообміну, який дозволяє здійснити вибір величини дії, що управляє нагрівом металу.

Ключові слова: рециркуляція; возврат; теплообмін; коефіцієнт тепловіддачі; конвекція.

*Yakovleva I.G., Barishenko E.N., Mnih I.N.*

*Intensification of convection heat emission in thermal circulation stoves at the reversible serve of return.*

The new chart of the heating of chamber circulation stove is offered with immobile half, where as a management circulation and revers of gases are use energy of stream of return. Influence of management method is considered by motion of foods of combustion on a convection heat exchange in a chamber circulation stove due to the punctuation serve of fuel-air mixture and return of exhaust foods of combustion. Dependences are got for the calculation of flow rates of foods of combustion in working space and for the calculation of coefficient of convection heat emission in a chamber circulation stove. The calculation of temperature and speed parameters of mixture is executed, and also external heat exchange that allows to carry out the choice of size of the managing affecting heating of metal.

Keywords: circulation; return; heat exchange; coefficient of heat emission; convection.

УДК 721.01:004.9

*Белошапка Е.А, Довгалюк С.В.*

*Оценка эффективности ВИМ технологий при проектировании промышленных объектов.*

С. 196 – 200.

Рус.

Библ.–2 назв.

В статье рассмотрена эффективность применения ВИМ технологий при проектировании объектов металлургической промышленности. Определено, что использование принципов информационного моделирования (ВИМ технологий) позволяет изменить подход к проектированию, строительству, оснащению, обеспечению эксплуатации и ремонту объекта проектирования основанный на управлении жизненным циклом объекта, который предполагает сбор и комплексную обработку в процессе проектирования всей архитектурно-конструкторской, технологической, экономической и иной информации об объекте проектирования со всеми его взаимосвязями и зависимостями. Результаты исследования могут быть использованы для эффективного внедрения технологий информационного моделирования в проектных организациях.

Ключевые слова: проектирование; промышленные объекты; BIM технологии; информационная модель; управление жизненным циклом объекта.

*Білошапка О.О, Довгалюк С.В.*

*Оцінка ефективності BIM технологій при проектуванні промислових об'єктів.*

У статті розглянута ефективність застосування BIM технологій при проектуванні об'єктів металургійної галузі. Визначено, що використання принципів інформаційного моделювання (BIM технологій) дозволяє змінити підхід до проектування, будівництва, оснащення, забезпеченню експлуатації та ремонту об'єкта проектування, який ґрунтується на управлінні життєвим циклом об'єкту, що передбачає збір та комплексну обробку у процесі проектування архітектурно-конструкторської, технологічної, економічної та іншої інформації про об'єкт проектування зі всіма його взаємозв'язками та залежностями. Результати досліджень можуть бути використані для ефективного впровадження технологій інформаційного моделювання в проектних організаціях.

Ключові слова: проектування; промислові об'єкти; BIM технології; інформаційна модель; управління життєвим циклом об'єкту.

*Beloshapka E., Dovgalyuk S.*

*Efficiency evaluation of BIM-technologies for industrial projects design.*

This paper examines efficiency of BIM-technologies employment during design and engineering of industrial plants. It was appointed, that information modeling principles (BIM-technologies) used, allow to change approach to engineering, construction, fitting, maintenance and repair of unit under design, based on project life-cycle control, what assumes acquisition and comprehensive processing in the course of engineering the entire architecture-and-construction information, information on technique and economy etc. about unit under design with all correlations and functional connections of the same. Investigation results may be used for efficient implementation of information modeling technique in design and engineering institutions.

Keywords: design and engineering; industrial plants; BIM-technologies; information model; project life-cycle control.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<i>Бейцун С.В., Михайловский Н.В.</i> Моделирование теплового состояния сталеразливочных ковшей. . . . .	3
<i>Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.</i> Предпосылки к использованию конвертерного газа для восстановления железорудного сырья. .	9
<i>Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.</i> Оценка восстановительной способности конвертерного газа. . . . .	21
<i>Грес Л.П., Карпенко С.А., Флейшман Ю.М.</i> Определение оптимальной поверхности нагрева противоточного теплообменника.	37
<i>Грес Л.П., Карпенко С.А., Флейшман Ю.М.</i> К определению азности температур между двумя движущимися теплоносителями в противоточном теплообменнике. . . . .	42
<u>Губинский В.И.</u> , <i>Бровкин В.Л., Дорошенко Т.В., Лазич Л.</i> Расширение диапазона охлаждающей способности устройств ускоренного охлаждения. . . . .	46
<i>Губинский М.В., Федоров С.С., Ливитан Н.В., Хейфец Р.Г., Гогоци А.Г.</i> Выбор аэродинамических режимов работы высокотемпературных печей электротермического кипящего слоя. . . . .	55
<i>Ерёмин А.О.</i> Разработка конструкции регенеративного нагревательного колодца с торцевым отоплением. . . . .	62
<i>Ерёмин А.О.</i> Организация регламентированного сжигания топлива в нагревательных печах с целью создания равномерного температурного поля. . . . .	78
<i>Жаданос А.В., Дервянко И.В.</i> Теплофизическая модель взаимодействия углеродкарбидокремниевых брикетов с металлом-полупродуктом при внепечной обработке стали. . . . .	84
<i>Курсанов М.В.</i> О расчёте температуры воды на поверхности парового пузырька для задач моделирования вскипающих потоков в каналах заданной формы (обобщение уравнения Гудмена). . . . .	91

<i>Лукиша А.П.</i> Определение параметра насыщенности и функций относительных фазовых проницаемостей при движении двухфазного парожидкостного потока в пористых каналах. . . . .	102
<i>Мамон Э.Н.</i> Особенности выбора и оценки экономической эффективности энергосберегающих мероприятий. . . . .	115
<i>Мелихов В.М.</i> Численное моделирование теплопереноса, гидродинамики и макроструктуры в затвердевающих композитных слитках. . . . .	125
<i>Недопекин Ф.В., Петренко А.А., Петренко В.И.</i> Влияние сил поверхностного натяжения на устойчивость фронта кристаллизации и формирование полос роста пилообразной формы. . . . .	135
<i>Радченко Ю.М., Фідзефич К.В.</i> Дослідження конвеєрної печі для термообробки колес. . . . .	148
<i>Ревун М.П., Каюков Ю.М., Чепрасов О.І., Иванов В.І., Пульпинський В.Б.</i> Дослідження теплової роботи камерної нагрівальної печі за умови імпульсного подавання палива у період витримки. . . . .	158
<i>Румянцев В.Д.</i> Нагрев тел при постоянной тепловой мощности в печах с непрерывной выдачей продукции в месте отвода дымовых газов. . . . .	164
<i>Усенко А.Ю., Хейфец Р.Г., Бикмаев С.Р.</i> Оценка эффективности применения теплонасосного оборудования при решении задач энергосбережения и охраны окружающей среды. . . . .	170
<i>Філін Д.С., Яковлева І.Г.</i> Дослідження аеродинамічних та конструктивних характеристик водоохолоджувального атмосферного газового пальника POLIDORO 20 BNO <sub>x</sub> . . . . .	176
<i>Чейлытко А.А.</i> Управление теплофизическими характеристиками пористого теплоизоляционного материала. . . . .	183
<i>Яковлева И.Г., Барищенко Е.Н., Мных И.Н.</i> Интенсификация конвективной теплоотдачи в термических рециркуляционных печах при реверсивной подаче возврата. . . . .	190

СООБЩЕНИЕ.

*Белошапка Е.А., Довгальок С.В.* Оценка эффективности BIM технологий при проектировании промышленных объектов. . . . 196

АННОТАЦИИ. . . . . 201

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Збірник наукових праць  
Міністерство освіти і науки, молоді та спорту України  
Національна металургійна академія України

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ ТЕПЛОТЕХНИКА

Російською, українською та англійською мовами

Технічний редактор **Т.М. Шемет**  
Коректор **В.О. Гореленко**

Здано на складання 23.11.2012 р.  
Рекомендовано до друку Вченою радою  
Національної металургійної академії України (протокол № 9 від 26.11.2012 р.)

Оригінал-макет наукового видання розроблено редакцією збірника  
«Металлургическая теплотехника» спільно з редакційно-видавничим  
відділом Національної металургійної академії України.

Підписано до друку 27.11.12. Формат 84x108/32 Папір офсетний.  
Умовн. друк. арк. 13,65. Тираж 100 прим. Замов. №

Віддруковано у видавництві «Нова ідеологія».  
49044, м. Дніпропетровськ, вул. Гоголя, 15-а.  
Свідоцтво ДК № 191 від 20.09.2000 р.

М 54 **Металлургическая теплотехника** : збірник наукових праць  
Національної металургійної академії України. – Випуск 4 (19) –  
Дніпропетровськ : Нова ідеологія, 2012. – 232 с.

**ISSN 2075-0714**

До цього збірника увійшли статті з теплотехніки та енергетики в  
металургії, ефективного використання палива, моделювання та ек-  
спериментального дослідження теплофізичних процесів.

УДК 669.1:621.1