Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение

### высшего образования

«Сибирский государственный индустриальный университет»

На правах рукописи

### Феоктистов Андрей Владимирович

# РАЗВИТИЕ ТЕОРИИ ТЕПЛОВОЙ РАБОТЫ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСНОВ РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЯ В ТВЕРДОТОПЛИВНЫХ НИЗКОШАХТНЫХ ПЕЧАХ

05.14.04 – Промышленная теплоэнергетика

диссертация на соискание ученой степени доктора технических наук

> Научный консультант доктор технических наук, профессор Скуратов Александр Петрович

Новокузнецк – 2016

# Содержание

Введение
1 Анализ современного уровня теории тепловой работы, практики
эксплуатации твердотопливных низкошахтных печей и постановка
задач исследования 15
1.1 Основные типы, виды и классификация шахтных печей 15
1.2 Практика и перспективы применения низкошахтных печей 17
1.3 Основные направления энерго-, ресурсосбережения и
интенсификации тепломассообменных процессов в низкошахтных печах 22
1.3.1 Основные направления ресурсосбережения и применение
различных видов топлива в низкошахтных печах
1.3.2 Интенсификация тепломассообменных процессов
в низкошахтных печах
1.4 Моделирование тепловой работы низкошахтных печей и влияние
теплотехнических параметров на технологический процесс
Выводы из обзора литературы и постановка задач исследования
2 Развитие теоретических основ повышения эффективности плавки
чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных
печах с использованием физического моделирования
2.1 Физическое моделирование теплообменных и аэродинамических
процессов в твердотопливных низкошахтных печах
2.2 Физико-механические параметры столба шихты при замене кокса,
используемого в качестве топлива, на антрацит и тощие угли
2.3 Геометрические параметры низкошахтных печей, определенные по
критериям конвективного теплообмена73
2.4 Обоснование высоты топливной насадки на основе анализа
движения материалов в низкошахтной печи79
Выводы по главе
3 Развитие теоретических основ повышения эффективности плавки
чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных

печах с использованием математического моделирования и анализа
влияния теплотехнических параметров на технологический процесс
3.1 Обоснование высоты кислородной зоны в слое топливной насадки 85
3.2 Расчет температуры поверхности кусков топлива в топливной
насадке
3.3 Обоснование влияния обогащения дутья кислородом на
теплотехнологические параметры плавки материалов в низкошахтной печи 105
3.4 Совершенствование комплексной детерминированной
математической модели процесса плавки материалов в твердотопливной
низкошахтной печи
3.4.1 Математическое моделирование процесса шахтной плавки при
применении пылеугольного топлива
3.4.2 Математическое моделирование процесса шахтной плавки с
учетом подогрева и обогащения дутья кислородом118
3.5 Определение высоты топливной насадки и теплопотерь через
стенки шахты печи
Выволы по главе 137
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи   138     4.1 Расчет геометрических параметров исследовательского   138     полупромышленного комплекса, шихты и топлива   138     4.2 Расчет номинальных характеристик воздуходувных средств.   143     4.3 Теплотехнический расчет рекуператора.   153     4.3.1 Конструкция рекуператора   154     4.3.2 Конструктивные параметры рекуператора   154     4.3.3 Особенности расчета рекуператора «труба в трубе»   155
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на   138     основе низкошахтной печи
4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на     основе низкошахтной печи

4.3.8 Расчет количества воздуха на дожигание СО в колошниковых
газах
4.3.9 Расчет количества и состава продуктов сгорания 165
4.3.10 Программа расчета технологических параметров рекуператора
конструкции «труба в трубе»166
4.4 Технологические показатели работы ИПК и исходные материалы 167
4.5 Разработка методики исследования прочности твердого топлива 170
4.6 Измерительные приборы и оборудование 171
4.7 Сравнительная характеристика антрацитов и тощих углей Кузбасса
– топлива для низкошахтных печей 174
Выводы по главе176
5 Анализ результатов экспериментальных исследований плавки чугуна
и силикатных материалов в низкошахтных печах с использованием в
качестве топлива антрацита и тощих углей178
5.1 Методика аттестации топлив, используемых в низкошахтных печах . 178
5.2 Термогравиметрический анализ изменения параметров литейного
кокса и антрацита
5.3 Исследование состава газовой фазы в топливной насадке 203
5.4 Исследование температуры поверхности кусков топлива в
топливной насадке
Выводы по главе
6 Разработка, промышленная апробация и внедрение
энергоэффективных ресурсосберегающих технологий плавки чугуна и
силикатных материалов в низкошахтных печах
6.1 Дилатантное поведение шихты в период плавки в низкошахтных
печах
6.2 Обогащение дутья кислородом в промышленных условиях плавки в
низкошахтной твердотопливной печи
6.3 Определение расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в
единицу времени
6.4 Обоснование рационального уровня загрузки материалов в

6.5 Промышленное внедрение энергоэффективных	
ресурсосберегающих технологий выплавки чугуна и силикатных материалов	
в низкошахтных печах, обеспечивающих замену кокса на антрацит и тощие	
угли	)
6.6 Оценка тепловой эффективности низкошахтных печей при	
реализации ресурсосберегающих технологий	7
6.7 Исследование и анализ технологических свойств чугуна	
выплавляемого по разработанным технологиям 244	ł
Выводы по главе249	)
Заключение	)
Список использованной литературы 254	1
Приложение А Изменение расхода кислорода по длине канала для	
изотермического и неизотермического процессов	1
Приложение Б Концентрационные схемы гетерогенного процесса	5
Приложение В Блок-схема расчета горения пылеугольной частицы с учетом	
случайных столкновений в плотном слое низкошахтных печей	7
Приложение Г Блок-схема кислородной и окислительно-восстановительной	
зон	3
Приложение Д Блок-схема программы 290	)
Приложение Е Результаты газового анализа 294	1
Приложение Ж Технологические храктеристики исследовательских и	
промышленных низкошахтных печей 299	)
Приложение И Акт о внедрении ООО «Изолит-НК»	)
Приложение К Справка ООО «Изолит-НК» 304	1
Приложение Л Акт о внедрении АО «Завод Универсал» 306	5
Приложение М Справка АО «Завод Универсал» 308	3
Приложение Н Акт о внедрении АО «ЕВРАЗ»	)
Приложение П Акт о внедрении ОАО «Гурьевский металлургический завод». 311	l

#### Введение

#### Актуальность работы

Шахтные печи представляют собой группу тепловых аппаратов, входящих в существующее в настоящее время многообразие тепловых устройств. Они получили широкое распространение во многих отраслях современной промышленности. Применяются для обжига извести и руд, восстановительной плавки металлов, плавления чугуна и получения оксидных и силикатных расплавов. Шахтные печи перспективны, по сравнению с другими конструкциями печей аналогичного назначения имеют ряд конкурентных преимуществ, к которым обычно относят экономичность, низкие удельные расходы топлива, глубокую утилизацию тепла отходящих газов, относительную простоту конструкции и др. Отдельную группу шахтных печей составляют малые шахтные (низкошахтные) печи, типичными представителями которых являются литейные вагранки для переплава чугуна (в современной структуре металлургического и машиностроительного комплекса России на долю производства чугунных отливок приходится до 60 % ваграночного чугуна), кислородные вагранки для осуществления процесса Окси-Кап (Оху-Сир), вагранки для плавки силикатных материалов, базальтовых пород, шлаков и др.

Традиционным топливом для шахтных плавильных печей является металлургический кокс. Доля коксовых вагранок, находящихся в эксплуатации достигает 98 %, а удельный расход кокса составляет 80 – 140 кг/т расплава. При этом стоимость кокса составляет 50 % от себестоимости производимой продукции.

Стратегическими задачами совершенствования конструкций низкошахтных печей, повышения эффективности тепловой работы и технологий плавки являются: интенсификация тепломассообменных процессов, переход на более дешевые виды топлива, уменьшение потребления энергоресурсов и вредных выбросов в атмосферу, обеспечивающие снижение себестоимости готовой продукции и, как следствие, повышение ее конкурентоспособности на отечественном и зарубежном рынках.

Развитие теории и технологии шахтной плавки реализуется в основном за счет углубленного изучения и уточнения основных закономерностей движения

шихтовых материалов, газодинамики, тепломассопереноса на различных стадиях получения расплава. Перспективным направлением является разработка, исследование и применение комплекса мероприятий, обеспечивающих более полную реализацию скрытых резервов интенсификации тепломассообменных процессов, повышение энерго- и ресурсосбережения при получении расплавов в низкошахтных печах (НШП).

В связи с этим разработка и внедрение научно обоснованных энергоэффективных технологий плавки чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных печах является актуальной научной проблемой, решение которой имеет важное хозяйственное значение.

Работа выполнена в соответствии с перечнем критических технологий Российской Федерации – пункт «Технологии энергоэффективного производства и преобразования энергии на органическом топливе» и приоритетными направлениями развития науки, технологий и техники Российской Федерации – пункт «Энергоэффективность, энергосбережение, ядерная энергетика», в рамках Государственного задания Министерства образования и науки, регистрационный номер 7.3909.2011., в соответствии с планами НИР и ОКР отраслевых организаций и предприятий.

#### Цель и задачи диссертации

Развитие теории тепловой работы, технологических основ ресурсосбережения и повышения энергоэффективности твердотопливных низкошахтных печей на основе интенсификации тепломассообменных процессов и замены топлива с кокса на антрацит и тощие угли.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Разработать теоретические основы сбережения энергетических ресурсов посредством замены кокса на антрацит, тощие угли и использования пылеугольного топлива при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах. Получить и научно обосновать основные зависимости и закономерности для расчета конструктивных, технологических и теплотехнических параметров низкошахтных печей при переходе на другие виды твердого топлива.

2. Разработать усовершенствованную комплексную детерминированную математическую модель процесса плавки материалов в низкошахтных печах, позволяющую исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу печи и производить численные расчеты номограмм процессов плавки.

3. На основе теоретического анализа влияния теплотехнических параметров, особенностей теплогенерации, газодинамики и тепломассообмена на технологический процесс исследовать методы интенсификации и способы повышения эффективности плавки материалов в низкошахтных печах, разработать рекомендации по их рациональному практическому применению.

4. Разработать и сконструировать с учетом требований физического моделирования теплообменных и аэродинамических процессов, характеристик шихты, топлива, воздуходувных средств и рекуператора исследовательский полупромышленный комплекс на основе низкошахтной печи для исследования влияния различных технологических решений (подогрев, увлажнение, обогащение кислородом дутья, замена кокса, используемого в качестве топлива, на антрацит и тощие угли) на процессы теплогенерации, тепло- и массообмена в слое шихтовых материалов, показатели тепловой эффективности печи.

5. Разработать установку и методику исследования прочности твердого топлива под нагрузкой в процессе сжигания.

6. Выполнить комплексное исследование работы низкошахтной печи при замене кокса на антрацит и тощие угли в качестве топлива и установить зависимости, связывающие производительность и коэффициент полезного действия печи, температуру расплава на выходе из печи, удельный расход дутья, абсолютный и удельный расход топлива.

7. Исследовать влияние основных теплотехнических параметров работы низкошахтной печи при замене топлива и интенсификации процесса плавки на комплекс эксплуатационных свойств производимой продукции.

8. Расширить спектр конструкторско-технологических решений при замене кокса на другие виды топлива с обоснованием уровня загрузки материалов в низ-

кошахтную печь и определением расхода дутья при его двухрядной подаче, определением основных конструкционных и технологических параметров рекуператоров, а также расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в единицу времени, рационального содержания кислорода в дутье.

9. Провести опытно-промышленные испытания, разработать и внедрить в производство энергоэффективные ресурсосберегающие технологии выплавки чугунов и силикатных материалов в низкошахтных печах.

#### Научная новизна

1. На основе теоретического анализа, с учетом требований теории подобия и натурного моделирования, научно обоснованы условия физического моделирования теплообменных и аэродинамических процессов в низкошахтных печах, а именно установлено, что температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты не зависит от диаметра печи при условии выполнения основных соотношений между геометрическими параметрами печи (высотой топливной насадки  $H_{\rm TH}$ , полезной высотой  $H_{\rm n}$ , зоной подогрева  $H_{\rm ng}$  и внутренним диаметром D печи), размерами кусков топлива  $\bar{d}_{\rm k}$  и шихты  $\bar{d}_{\rm m}$ :  $H_{\rm TH} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm n} = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm ng} = 3,18\sqrt{D}$ ;  $\bar{d}_{\rm k} = 0,081\sqrt{D}$ ;  $\bar{d}_{\rm m} = 0,143\sqrt{D}$ .

2. Разработаны научные основы сбережения энергетических ресурсов путем замены кокса на антрацит и тощие угли при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах, которые включают установленные и научно обоснованные новые и уточненные известные закономерности, позволяющие определять высоту кислородной зоны для слоевого сжигания твердого топлива в шахтных печах с учетом коэффициента формы кусков, высоту топливной насадки, температуру поверхности кусков твердого топлива, прогнозировать температуру расплава на выходе из печи, в частности:

– при переходе от кокса к использованию в качестве топлива антрацита или тощих углей на неподготовленной шихте высота печи уменьшается с  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ до  $H_n = 3,249\sqrt{D}$ ; – установлено, что высоты низкошахтных печей связаны с механикой движения шихтовых материалов к очагам горения по плоскостям скольжения, расположенным под углом внутреннего трения к горизонтальной плоскости, который для обеспечения стабильного движения шихты к очагу горения должен составлять  $54 \pm 2^{\circ}$ .

3. На основе теоретических исследований и математического моделирования выявлены особенности и установлены основные закономерности процессов сжигания пылеугольного топлива в неразрыхленном плотном слое очага горения низкошахтных печей.

4. Установлены новые закономерности влияния подогрева и увлажнения дутья на протекание основных тепломассообменных и газодинамических процессов при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах, при использовании антрацита и тощих углей в качестве топлива.

5. По результатам анализа данных, полученных при математическом моделировании и промышленных экспериментах, установлены и научно обоснованы новые закономерности влияния обогащения дутья кислородом на температуры расплава, отходящих газов и содержание в них CO<sub>2</sub> и CO.

6. Установлены закономерности влияния основных технологических и теплотехнических параметров плавки в низкошахтных печах при использовании в качестве топлива антрацита и тощих углей на химический состав, комплекс литейных и механических свойств чугуна, подтверждена возможность получения продукции заданного уровня качества.

#### Практическая значимость работы

Разработаны и внедрены в производство ресурсосберегающие энергоэффективные технологии плавки чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных печах, основанные на замене кокса другими видами топлива и обогащении дутья кислородом.

Для практического использования разработаны новые: способы плавки чугуна и оксидных материалов (пат. № 2350659, 2378388, 2407804, 2394106), конструкции

рекуператоров с улучшенными эксплуатационными и технико-экономическими характеристиками (пат. № 89682, 89683, 89684, 99135), способ определения и лабораторная установка для исследования прочности твердого топлива, определяемой под нагрузкой в процессе сжигания, позволяющей воспроизвести технологические условия в период плавки в шахтной печи (пат. № 2438124, 96963, 99616, 106953, 102386), питатель пневмотранспорта мелкодисперсных материалов (пат. № 150948).

Для проведения комплексных, многофакторных исследований процессов шахтной плавки создан исследовательский полупромышленный комплекс на основе низкошахтной печи, оснащенный устройствами для подогрева дутья, воздуходувными средствами, контрольно-измерительной аналогово-цифровой аппаратурой.

Разработана новая методика для аттестации топлив, используемых в низкошахтных печах, основанная на определении относительной прочности топлива при сжигании под нагрузкой.

Разработана усовершенствованная комплексная детерминированная математическая модель процесса плавки материалов в низкошахтных печах, позволяющая исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу печи и производить численные расчеты номограмм процессов плавки.

Разработана серия номограмм процесса шахтной плавки для определения производительности печи, температуры расплава на выходе из печи, удельного расхода дутья, расхода твердого топлива от 10 до 20 % при концентрациях кислорода в дутье более 21 % и подогреве дутья более 27 °C.

Получены основные соотношения, зависимости и закономерности для осуществления инженерных расчетов конструктивных, технологических и теплотехнических параметров низкошахтных печей при переходе с кокса на другие виды твердого топлива.

#### Реализация результатов

Внедрение результатов исследований проводили на ООО «Изолит-НК» (г. Новокузнецк); АО «Завод Универсал» (г. Новокузнецк); ЗАО «Гурьевский металлургический завод» (г. Гурьевск), АО «ЕВРАЗ – Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (г. Новокузнецк). Внедрение результатов работы в производство подтверждается соответствующими актами и справками о внедрении.

#### Предмет защиты

На защиту выносятся:

1. Основные направления повышения энергоэффективности, ресурсосбережения и интенсификации плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах.

2. Результаты теоретического анализа условий подобия физического моделирования теплообменных и аэродинамических процессов и полученные зависимости между основными геометрическими параметрами низкошахтных печей.

3. Результаты экспериментальных исследований влияния различных технологических (подогрев, увлажнение, обогащение кислородом дутья, замена кокса на антрацит и тощие угли) и конструктивных решений на процессы теплогенерации, тепло- и массообмена в слое шихтовых материалов, показатели тепловой эффективности печи.

4. Методика аттестации различных видов топлива для низкошахтных печей, их количественных соотношений и сравнения с эталонными значениями.

5. Результаты численного моделирования, использованные для построения номограмм процесса шахтной плавки, позволяющие определять температуры расплава на выпуске, производительность печи при подогреве и обогащении дутья кислородом, состав уходящих из печи дымовых газов, теплопотери через стенки печи.

6. Ресурсосберегающие энергоэффективные технологии и способы интенсификации процесса шахтной плавки, внедренные в условиях промышленных предприятий, включая конструкторско-технологические решения, применяемые для подогрева и увлажнения дутья.

**Объект исследования** – ресурсосберегающие энергоэффективные технологии плавки материалов в твердотопливных низкошахтных печах.

**Предмет исследования** – тепломассообменные, газодинамические процессы и тепловая работа твердотопливной низкошахтной печи.

Методы исследований. Работа выполнена с привлечением современных методов исследования: численного и физического моделирования процесса шахтной плавки и тепловой работы печи; основ теории подобия и размерностей; термометрирования; дифференциально-термического анализа; газового анализа; измерения литейных и механических свойств сплавов.

Достоверность и обоснованность. Адекватность полученных результатов, выводов и рекомендаций основывается на: совместном использовании современных методов теоретического анализа и экспериментального исследования процессов теплообмена, горения, газообразования, механики движения материалов, протекающих в низкошахтных печах; сочетании воспроизводимых по точности методов физического и математического моделирования, качества измерений и статистической обработки результатов; применении широко распространенных и апробированных методов исследований; сопоставлении полученных результатов с данными других исследователей; высокой эффективности предложенных технологических решений, подтвержденных результатами промышленных испытаний и внедрением в производство.

Личный вклад автора заключается в постановке задач и проведении теоретических и экспериментальных исследований; разработке и компьютерной реализации усовершенствованной комплексной детерминированной математической модели процесса плавки материалов в низкошахтных печах; разработке и внедрении в производство энергоэффективных ресурсосберегающих технологий выплавки чугунов и силикатных материалов в низкошахтных печах; проведении организационно-технических мероприятий по промышленному освоению разработанных технологических процессов; обработке полученных результатов, анализе, обобщении, научном обосновании, формулировании выводов и рекомендаций.

Апробация работы. Основные положения диссертационной работы доложены и обсуждены на следующих научных конференциях и научных совещаниях: V Международной научно-практической конференции «Прогрессивные литейные технологии» (Москва, 2009 г.); VI Международной научнопрактическая конференции «Прогрессивные литейные технологии» (Москва, 2011 г.); IX Международной научно-практической конференции «Литейное производство сегодня и завтра» (Санкт-Петербург, 2012 г.); XIX Международной научнопрактической конференции «Металлургия: технологии, инновации, качество» (Новокузнецк, 2015 г.); II Международной научно-практической конференции проблемы «Организационно-экономические повышения эффективности металлургического производства» (Новокузнецк, 2005 г.); Международной научнопрактической конференции «Актуальные проблемы электрометаллургии, сварки, качества» (Новокузнецк, 2006 г.); Всероссийском научно-техническом совещании «Перспективные промышленные технологии и материалы» (Новокузнецк - Новосибирск, 2004 г); VIII Всероссийской научно-практической конференции «Техника и технология производства теплоизоляционных материалов из минерального сырья» (Белокуриха – Бийск, 2008 г.); Всероссийской научно-практической конференции «Теория и практика литейных процессов» (Новокузнецк, 2012 г.); Всероссийской научно-практической конференции «Металлургия: новые технологии, управление, инновации и качество» (Новокузнецк, 2006, 2008, 2014 г.).

Публикации. По материалам диссертации опубликованы 65 печатных работ, в том числе 28 в изданиях, рекомендованных ВАК, две монографии, 14 патентов на изобретение и патентов на полезную модель, 5 свидетельств о государственной регистрации программ для ЭВМ и базы данных.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, шести глав, заключения, приложений. Изложена на 312 страницах, содержит 54 рисунка, 41 таблицу, список литературы из 312 наименований.

# 1 Анализ современного уровня теории тепловой работы, практики эксплуатации твердотопливных низкошахтных печей и постановка задач исследования

#### 1.1 Основные типы, виды и классификация шахтных печей

В соответствии с общей теорией печей М.А. Глинкова [1 – 3], рассматривающей их энергетическую сущность, печи представляют собой группу тепловых аппаратов, входящих в существующее в настоящее время многообразие тепловых устройств. Классификационным признаком тепловых аппаратов является получение теплоты из какого-либо вида энергии и передача ее материалу, подвергаемому тепловой обработке.

Характерным представителем печей как тепловых аппаратов являются шахтные печи. Они применяются для тепловой обработки кусковых материалов и широко распространены в различных отраслях промышленности, в частности в металлургии (шахтные печи для обжига железных руд, сидеритов, доменные печи для плавки чугуна, шахтные печи цветной металлургии для плавки меди, свинца, окисленных никелевых руд, медно-никелевых штейнов и др.), в машиностроении и литейном производстве (вагранки для плавки чугуна), в химической промышленности, производстве (вагранки для плавки чугуна), в химической промышленности, производстве строительных и огнеупорных материалов (шахтные печи для обжига нерудных материалов известняка, магнезита, доломита, низкошахтная печь для плавки силикатных материалов, базальтовых пород, шлаков и др.) [1 – 16]. Традиционно шахтные печи классифицируют по назначению, например плавильные, обжиговые, по виду используемого топлива, например твердотопливные, газовые или на комбинированном топливе и другим признакам.

Наиболее детальная классификация шахтных печей, раскрывающая общность теплофизических процессов и учитывающая индивидуальность технологий, реализуемых в них, представлена в работе [17]. Фрагмент такой классификации

# для печей-теплогенераторов, в которых зона теплогенерации и технологическая зона совмещены, представлен на рисунке 1.1.



Определяющие признаки теплофизических процессов

Рисунок 1.1 – Классификация печей-теплогенераторов и агрегатов для тепловой обработки кусковых материалов в плотном слое

Фактически самыми большими шахтными печами как по размерам, так и по тепловой мощности являются доменные печи, ставшие объектом пристальных исследований металлургов, теплотехников и теплоэнергетиков. Высота таких печей может достигать 30 м и более, а диаметр горна 15 м (например, доменные печи «Северянка» ОАО «Череповецкий металлургический комбинат» и «Россиянка» ОАО «Новолипецкий металлургический комбинат») [6]. В то же время большой научно-практический интерес представляют малые твердотопливные шахтные или *низкошахтные* печи (вагранки) (на рисунке 1.1 выделены цветом). За основу характерных классификационных признаков таких печей можно принять параметры, представленные в работе [9]. К ним относят относительно небольшую высоту столба шихтовых материалов (порядка 5 м), малый полезный объем (до 120 м<sup>3</sup>). В работе [18] отмечено, что характерными признаками низкошахтных печей являются ограниченная высота (не более 4,5 – 5,0 м) и размеры горизонтального сечения (не более 2,0 – 3,0 м) используемого слоя, скорость движения вдуваемых газовых струй не более 75 – 80 м/с, низкая глубина физико-химических преобразований исходных материалов. Соответствующие размеры печи приводят к относительно малой продолжительности пребывания шихты в шахте печи, как правило, не более 2,5 – 3 ч, по сравнению с доменными печами, в которых это время более 6 – 8 ч. При обычной интенсивности тепломассообменных процессов, условиях теплогенерации и размерах дисперсных материалов шихты времени для развития и завершения восстановительных процессов не достаточно, соответственно основное назначение низкошахтных печей можно определить как плавка (расплавление) чугуна и силикатных материалов. В то же время современные способы интенсификации тепломассообменных процессов расширяют области применения низкошахтных печей. Характерным примером является процесс Окси-Кап (Оху-Сир) [19]. Его реализуют в кислородной вагранке, шихтой являются углеродсодержащие самовосстанавливающиеся брикеты из железосодержащих отходов производства (пыль, окалина и т.п.), скрап, кокс и флюсующие добавки. При общем времени пребывания шихты до расплавления на уровне 1,5 ч, подогреве дутья до 620 °С и обогащении его кислородом продуктами плавки являются жидкий чугун и шлак [19].

#### 1.2 Практика и перспективы применения низкошахтных печей

Анализ областей применения низкошахтных печей, их тепловой и экономической эффективности показывает, что особый научно-практический интерес представляют твердотопливные низкошахтные печи, в число которых входят литейные вагранки для переплава чугуна, кислородные вагранки для осуществления процесса Окси-Кап (Oxy-Cup), вагранки для плавки силикатных материалов, базальтовых пород, шлаков. Низкошахтные печи для плавки литейных чугунов марок СЧ (тип I) и приготовления оксидных расплавов из доменного шлака для производства теплоизоляционных изделий (тип II) имеют одинаковую конструкцию (рисунок 1.2) и работают на переплав загружаемых материалов [20].



1 – шахта; 2 – зона плавления; 3 – фурменная коробка; 4 – фурмы;
5 – загрузочное окно; 6 – подина; 7 – чугунная летка; 8 – горн; 9 – кислородная зона; 10 – восстановительная зона; 11 – слой металла; 12 – слой топлива

Рисунок 1.2 – Схема изменения температур металла (II) и газов (I) при работе низкошахтной печи

Низкошахтные печи типа I имеют, как правило, конический или «доменный» профиль. Процессы нагрева и плавления в печи осуществляются в условиях противотока, когда кусковая шихта, состоящая из металлической части, кокса и флюсов, медленно опускаясь, омывается восходящими потоками раскаленных газов. Нагрев, плавление и частичный перегрев металлической части шихтовых материалов, а также термическое разложение флюсов (как правило, известняка) происходят за счет тепла, передающегося от образовавшихся в процессе горения кокса отходящих газов. Плавление металла и разложение известняка происходят в плавильной зоне с образованием капель, которые стекают в топливную насадку (нижнюю часть печи) и за счет контакта с горящими кусками кокса и газами перегреваются с одновременным насыщением углеродом и серой.

Низкошахтные печи типа II выполняют водоохлаждаемыми без футеровки. Это связано с низкой стойкостью шамотных и динасовых огнеупоров в области высоких температур кислородной зоны за счет химического взаимодействия оксидного расплава и оксидов футеровки.

В период с 2010 по 2016 гг. в России насчитывалось более 1200 действующих литейных цехов и заводов, которые ежегодно производят 3,9 млн. т литых заготовок, в том числе из чугуна 2,9 млн. т. При этом на долю отливок из чугуна, выплавленного в низкошахтных печах, приходится 58 %. Характерно, что объемы производства литых заготовок напрямую зависят от выпуска машиностроительной продукции, так как доля литых деталей из черных и цветных сплавов в машинах (автомобилях, тракторах, комбайнах, самолетах и др.) составляет 40 ÷ 50 %, а в металлообрабатывающих станках и кузнечно-прессовом оборудовании – до 70 % по массе и до 20 % от стоимости машин.

Не менее важное хозяйственное значение имеют низкошахтные печи для плавки силикатных материалов. В первую очередь это связано с повсеместным расширением областей применения волокнистых теплоизоляционных материалов, плит, ваты, рулонных материалов, получаемых из расплавов базальтовых пород, шлаков и других силикатных материалов. По данным различных источников [21] минераловатные изделия составляют более половины всего выпуска теплоизоля-

ционных материалов, только в России в структуре производства теплоизоляционных (минеральных) изделий работают почти 70 предприятий, имеющих более 120 технологических линий, при этом 85 % технологических линий оборудованы твердотопливными низкошахтными печами производительностью до 2 – 2,5 т расплава в час. При объеме российского рынка теплоизоляционных материалов в 52 млн. м<sup>3</sup> в год только 48 % изделий выпускают отечественные производители. Потребности увеличения производственной базы с целью импортозамещения составляют более 27 млн. м<sup>3</sup> в год.

Весьма перспективной областью применения низкошахтных печей является процесс Оху-Сир. По данным [19] разработки этого процесса начались в 1979 г., активный интерес к нему наблюдается у ученых Бразилии, Германии, Мексики, Бельгии, Японии и Китая. Процесс Оху-Сир позволяет проводить восстановительную плавку в низкошахтной печи и получать из железоцинксодержащих отходов металлургического производства чугун. В то же время технология требует соответствующей модернизации низкошахтной печи, обеспечивающей интенсификацию тепломассообменных процессов. Технологии Оху-Сир посвящены работы [19, 22 – 26], которые показывают ее актуальность и востребованность, в том числе и в России.

Как тепловой аппарат низкошахтные печи имеют суммарный тепловой КПД выше, чем у электрических печей. КПД процесса коксования составляет  $80 \div 90$  %, КПД процесса плавки в низкошахтных печах  $30 \div 45$  %, а их произведение, характеризующее использование первичной энергии угля, составляет  $24 \div 40$  %. К примеру индукционные и дуговые печи с КПД  $50 \div 60$  % потребляют электроэнергию тепловых станций, которые имеют КПД  $25 \div 30$  %. Вторичное использование энергии для получения, например, чугуна в электрических установках понижает суммарный КПД тепловой энергии угля до  $12,5 \div 18$  %. Поэтому чугун индукционных и электрических печей всегда на  $20 \div 25$  % дороже чугуна, выплавленного из аналогичной шихты в низкошахтной печи [27].

Низкошахтные печи как плавильные агрегаты обладают многими положительными качествами, одним из которых является непрерывная выдача расплава, что значительно облегчает организацию работы на участке при использовании автоматизированных поточных линий. Капитальные затраты на строительство плавильного комплекса на основе низкошахтной печи, оборудованной системами очистки и дожигания газов, в 2,5 ÷ 3 раза меньше тех, которые необходимы для установки электрических печей такой же производительности [27]. Расчеты показывают, что суммарные вредные выбросы, соответствующие затратам энергии на выплавку 1 т чугуна, в низкошахтной печи в 5 раз меньше, чем в электропечи с учетом затрат на очистку газов на электростанциях [28].

Литературные данные содержат обширный материал по опыту эксплуатации низкошахтных печей [29 – 47].

Перспективность плавильных низкошахтных печей подтверждается большим количеством сообщений об установке новых и реконструкции действующих печей [48 – 51]. Характерно, что развитие конструкций низкошахтных печей реализуется в направлении увеличения производительности, например производительность крупнейших низкошахтных печей для плавки чугуна достигает 90 т/ч, интенсификации процесса плавки и повышения его эффективности.

Мировые тенденции развития и повышения эффективности процессов плавки чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных печах показывают, что в странах Европейского союза предпочтение отдается использованию кокса заданных характеристик и качества, поиску альтернативных видов топлива, непрерывному или периодическому обогащению дутья кислородом, дожиганию отходящих газов. В США ведутся разработки новых видов огнеупорных материалов и монолитных торкрет-футеровок, в качестве перспективных направлений энергосбережения рассматривается предварительный подогрев дутья, обогащение дутья кислородом, использование дополнительных источников тепла или заменителей топлива, например применение газо-пламенных горелок и пылевидного топлива, оборудование печей плазмотронами.

## 1.3 Основные направления энерго-, ресурсосбережения и интенсификации тепломассообменных процессов в низкошахтных печах

# 1.3.1 Основные направления ресурсосбережения и применение различных видов топлива в низкошахтных печах

Одними из ключевых стратегических задач современной теплоэнергетики являются снижение потребления энергоресурсов на единицу производимой продукции и переход на более дешевые виды топлива. В настоящее время для плавки чугуна и силикатных материалов наибольшее распространение (98 %) в промышленности получили твердотопливные низкошахтные печи [52], основным топливом для которых является кокс (литейный). Для низкошахтных печей характерны относительно низкие удельные расходы кокса на уровне 80 - 140 кг кокса/т расплава, в то время как в доменных печах этот параметр достигает 400 кг кокса/т чугуна [52, 53]. Однако в себестоимости литья энергетические затраты и топливо составляют  $50 \div 60$  %. При этом необходимо учитывать, что ресурсы кокса ограничены. В настоящее время мировые запасы коксующихся углей составляют 1,5 трлн.т, это менее 10 % от общих ресурсов каменных углей, характерно, что разведанные запасы не превышают 400 млрд.т [54, 55].

Промышленные предприятия, эксплуатирующие низкошахтные печи, испытывают определенные проблемы с обеспечением литейным коксом [56]. Литейный кокс производится на коксохимических заводах в условиях постоянно ухудшающейся угольно-сырьевой базы (повышение зольности, уменьшение спекаемости угольной шихты) и неблагоприятного технологического режима получения кокса (укороченный период коксования). В связи с этим качество литейного кокса (ГОСТ 3340 – 88) не вполне удовлетворяет современным требованиям к топливу низкошахтных печей. Кроме того, литейный кокс стал дорогостоящим сырьем. Актуальность замены литейного кокса (полностью или частично) на более дешевое и качественное топливо в современных условиях функционирования предприятий возрастает многократно, особенно в случаях необходимости повышения конкурентоспособности и перехода на импортозамещающие виды продукции для машиностроения, автомобилестроения, химической промышленности и стройиндустрии.

Глубокий экскурс в историю возникновения плавильных шахтных печей, включая домницы, доменные печи и вагранки, показывает, что изначально в качестве топлива применяли в основном древесный уголь, а позднее перешли на различные виды каменного угля, причем наиболее широкое применение получил естественный антрацит. В частности, по данным [57, 58] в 1864 году в США 64,4 % всего чугуна было выплавлено с использованием антрацита. Однако в дальнейшем шахтные печи переводят на кокс. В первую очередь это связано с более высокими показателями работы печей при применении кокса по сравнению с каменными углями. Отечественная практика показывает, что при работе доменных печей на смеси кокса и антрацита наблюдались частые расстройства хода печи [57].

Неоднократно предпринимались попытки сократить потребление кокса за счет использования недефицитных природных заменителей и в низкошахтных печах, вагранках [59, 60]. К наиболее известным трудам, направленным на поиск заменителей кокса при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах, можно отнести работы [61 – 73].

Технология ведения плавки в вагранке на малодефицитных топливозаменителях рассмотрена в монографии [74] Л.М. Мариенбаха еще в 1943 году. Он отмечал: «Антрацит является хорошим топливом для вагранок, но благодаря его специфическим свойствам более капризен, чем кокс». Известен факт применения антрацита еще в конце XIX – начале XX веков в вагранках Сулинского металлургического завода [74]. Отечественный опыт, накопленный в 40 – 60-х годах XX века, приведенный в обобщающей статье [75] по ведению ваграночной плавки на литейном антраците и термоантраците, показал принципиальную возможность их применения.

При замене кокса на антрацит или термоантрацит возможно применение последних в виде специально изготовленных брикетов из антрацитового штыба и каменноугольного пека [76]. Промышленные плавки показали, что с переходом на термобрикеты процесс проходит более интенсивно, производительность вагранки увеличилась с 5 до 6 т/ч, температура чугуна на желобе повысилась, при этом удельный расход топлива был меньше. Основными факторами интенсификации плавки были равномерность кусков и большие размеры брикетов. Дополнительно авторы работы [76] отмечают более низкую реакционную способность термоантрацитовых брикетов по сравнению с коксом.

Коллективом авторов [77] предложена и опробована технология, сущность которой заключается в брикетировании антрацита или тощего угля с 7 ÷ 10 % каменноугольного пека и спекающегося угля с последующим коксованием брикетов.

В работе [78] отмечено, что замена кокса менее дефицитным и более дешевым антрацитом при плавке чугуна в низкошахтных печах весьма перспективна, однако необходимо уделять внимание обеспечению достаточно высокого уровня его механической прочности во избежание скопления мелких частиц, образующихся при расплавлении.

Исследования по замене кокса на другие виды топлива активно ведутся и зарубежом. В частности, как только в Европе стал широко использоваться литейный кокс, производимый в Китае, производство кокса в Европе оказалось мало конкурентоспособным [79]. В результате в Западной Европе произошло сокращение коксовых мощностей. Краткосрочно это привело к нехватке и удорожанию кокса, так как потребность в нем продолжала возрастать. С конца 1980-х гг. в Китае и Вьетнаме во многих литейных цехах, где в качестве плавильного агрегата используются низкошахтные печи с холодным дутьем, в качестве топлива применяли исключительно антрацит. В работе [79] детально представлены возможности и границы применения этого вида топлива. Из приведенных работ можно было сделать вывод о том, что производство качественного литья возможно в ограниченном объеме. Причина в том, что прочность антрацита при высоких температурах значительно снижается. Испытания, проведенные позднее, показали также, что, не вызывая дополнительных негативных последствий, антрацитом можно замещать только ограниченное количество кокса (около 20 % от количества кокса).

Весьма важным обстоятельством является то, что помимо общих требований к твердому топливу шахтных печей (высокая теплотворная способность, низ-

кие зольность и содержание серы, определенная прочность, истираемость [80] реакционная способность, гранулометрический состав и др.), есть целый ряд специфических требований к топливу низкошахтных печей для плавки чугуна и силикатных материалов.

В частности, одним из главных факторов эффективности плавки в низкошахтных печах является реакционная способность литейного кокса [76, 81 – 83], используемого в качестве топлива. Установлено, что реакционная способность должна быть минимальной с целью уменьшения восстановления диоксида углерода CO<sub>2</sub> до его монооксида CO. В работе [82] описаны лабораторные исследования, доказывающие снижение реакционной способности кокса при его обработке шамотной глиной с соотношением масс глины и кокса примерно 0,3:1,0.

Реакционная способность и пористость кокса предопределяют удельные его расходы [84] и интенсивность теплообменных процессов в низкошахтной печи. Например, для стабильного производства качественного чугуна, получаемого в вагранке, необходимы температуры на желобе до 1450 °C [85]. Практически этот оптимум температур не достигается. Статистическая обработка параметров плавки 1100 действующих низкошахтных печей с холодным дутьем [86], как было отмечено ранее, показали, что температура чугуна на желобе находится в пределах до 1340 °C.

Низкотемпературный уровень плавки приводит к росту брака чугунных отливок. Основной причиной этого, по мнению авторов работы [85], является неудовлетворительное качество литейного кокса. Наблюдения за промышленными плавками [87] показали, что с увеличением размера кусков топлива область зоны горения возрастает (растягивается кверху), максимальные температуры распространяются вверх по высоте низкошахтной печи. В работе сделан вывод о том, что более крупный, достаточный для данного диаметра печи, менее пористый, менее реакционноспособный и более прочный кокс обеспечивает повышение производительности печи, больший перегрев металла и меньший расход топлива на единицу переплавленного металла. Кроме того, исключается необходимость пересмотра требований к характеристикам топлива.

Авторами [56] выполнен комплекс исследований вещественного состава и физико-химических свойств антрацита товарной марки АКО (класса 25 – 100 мм) в сравнении с литейным коксом крупностью > 40 мм, поставляемым на заводы. Отличительной и положительной особенностью антрацита в сравнении с литейным коксом представляются его пониженные зольность (концентрат с  $A^d = 3,3 - 3$ 4,9 % против 11,5 - 13,9 % у кокса), сернистость (0,24 - 0,26 % против 0,40 -0,45 %), малый выход летучих веществ ( $V^{daf} = 2,6 - 2,9$  %), высокая теплота сгорания ( $Q^{daf}_{s}$  в среднем 8130 ккал/кг), низкая пористость (14,3 – 16,2 % против 45,4 %), высокая структурная прочность (89 – 91 %) и удовлетворительная термическая стойкость (93 – 95 %). Как считают исследователи, эти качественные характеристики антрацита в достаточной степени соответствуют требованиям как к топливу для низкошахтных печей. Промышленные испытания антрацита проведены на трех заводах при выплавке серого чугуна марок СЧ10 и СЧ18 в низкошахтных печах диам. 850 – 1360 мм производительностью 3 – 10 т/ч. Использование антрацита взамен 25 – 35 % литейного кокса позволило повысить производительность печей на 2,5 - 19,2 %, температуру чугуна на 9 - 45 °C (максимально до 1410 °С); при этом расход топлива уменьшился на 1 – 6 % [56].

По результатам промышленных плавок сделан вывод о практической возможности использования антрацита в качестве топлива в низкошахтных печах при выплавке серого чугуна с заменой литейного кокса до 50 %. Разработаны технические условия на антрацит литейный (ТУ 14-7-158 – 95) со следующими нормируемыми (не более) показателями качества, %:  $W^r = 8$ ;  $A^d = 5,5$ ;  $V^{daf} = 3,0$ ;  $S^d = 0,3$ . Авторы отмечают, что дальнейшее испытание антрацита в качестве топлива на низкошахтных печах различной мощности и при полной замене им кокса представляет значительный научно-практический интерес.

В работе [62] изложены результаты исследования физических свойств термоантрацита и антрацита (размеры кристаллов, плотности, электропроводности, теплопроводности и теплоемкости). Результаты данных исследований могут быть использованы для подбора составов топливных составляющих шихтовых материалов, а также разработки технологических режимов при ведении ваграночной плавки. Известно [63], что антрациты как разрушаемая среда характеризуются наличием гибких линейных участков в макро- и микростроении, что придает им эластичные свойства, проявляющиеся до некоторой величины приложения усилия. Превышение предельного значения усилия приводит к их разрушению. Существенна также взаимосвязь механических свойств с развитой системой пор, микро- и макротрещин антрацита. Все это вызывает затруднения при количественной оценке механической прочности термоантрацита, характеризующей его прочностные особенности. Традиционные способы определения механической прочности – барабанная проба и проба сбрасыванием [52] – не дают исчерпывающей информации о поведении топлива в реальных условиях нахождения в слое шихты.

В частности при оценке прочности кокса на основе ГОСТ 8929-75 исследуемый материал при атмосферной температуре подвергается механическим воздействиям во вращающемся барабане. Получаемые в результате ситового анализа пробы кокса после испытания в барабане показатели M<sub>40</sub> и M<sub>25</sub> характеризуют холодную прочность, а M<sub>10</sub> его истираемость.

Определение прочности кокса после реакции CSR (coke strength after reaction) по ГОСТ Р 54250-2010 основано на создании аналогичных механических воздействий во вращающемся барабане на пробу кокса, предварительно подвергнутую окислению в атмосфере диоксида углерода при 1100 °C и охлажденную до температур менее 50 °C. Показатель прочности кокса при этом определяется так же на основе результатов ситового анализа (просева пробы на сите с размерами ячеек 10,0 или 9,5 мм).

Как отмечено в работе [80] сущность этих методов заключается в определении количества образующейся коксовой мелочи, после обработки в барабане, имитирующей условия пресыпания и разрушения кокса в основном под действием ударных нагрузок.

Основной недостаток методов испытания прочности кокса в холодном состоянии связан с тем, что они не дают полной и объективной информации о поведении кокса или другого вида твердого топлива при высоких температурах с учетом соответствующих механических воздействий и окислительного потенциала

газовой среды. Авторы работы [80] констатируют, что стандартный метод определения истираемости кокса в условиях, имитирующих его движение в шахте печи отсутствует.

Критический анализ работ по поиску заменителей кокса для низкошахтных печей показывает, что наиболее привлекательным с экономической точки зрения является дешевое и распространенное природное топливо, в частности антрацит или тощие угли. В настоящее время стоимость антрацита по сравнению с коксом (в зависимости от месторождения, марки и свойств) в 4 – 8 раз меньше. Теплотехнические характеристики антрацита весьма высоки, его теплотворная способность выше, чем у кокса. Антрацит имеет меньшую по сравнению с коксом зольность и наибольший процент углерода из всех типов угля [88]. Организация его подачи в печь, как правило, не требует дополнительных капитальных вложений. В то же время главной причиной ограничения его применения является склонность к растрескиванию и образованию мелких фракций в процессе нагрева. Это приводит к нарушению нормального хода плавки [52]. Таким образом, особую актуальность приобретают разработки новых способов и технологий эффективного ведения плавки в низкошахтных печах, обеспечивающих полную замену кокса на антрацит и тощие угли, а также новой методики для аттестации топлив, используемых в низкошахтных печах, основанной на определении относительной прочности топлива при горении под нагрузкой.

Весьма прогрессивным направлением ресурсосбережения при шахтной плавке кусковых материалов является применение пылеугольного топлива (ПУТ) [19]. В доменных печах вдувание ПУТ начало получать широкое распространение еще в 80-х годах XX в. В настоящее время известны условия и технологии, обеспечивающие замену до 40 – 45 % кокса вдуваемым ПУТ [89 – 93].

Технологическая и конструктивная возможности плавки чугуна с вдуванием ПУТ в низкошахтные печи рассмотрены в работе [94]. Отмечено, что одним из эффективных средств экономии кокса является использование пылеугольного топлива. Эксперименты проведены на низкошахтной печи производительностью 4 т/ч. Патрубки для ввода ПУТ располагали над фурменным поясом по оси фурм. Опытные плавки проводили при расходе ПУТ 30 кг/ч, подачу осуществляли в течение 5 – 6 ч. При неизменном расходе кокса подача ПУТ обеспечивала значительный рост (на 75 – 80 °C) температуры расплава. В случае применения ПУТ и поддержания температуры расплава на прежнем уровне экономия кокса составляла 25 – 28 кг/т чугуна. Проведенные эксперименты показали отсутствие отклонений как в работе плавильного комплекса, так и в составе и свойствах выплавляемого чугуна.

В работе [95] предприняты попытки разработать оценочные критерии для определения эффективности использования в низкошахтной печи дополнительного топлива. В качестве критерия предлагается использовать тепловой эквивалент дополнительного топлива, который, как и эквиваленты шихты, рассчитывается по тепловому балансу. С данной точки зрения наиболее эффективным топливом является антрацит. Понимая необходимость унификации трудоемких технологических операций по подготовке пылевидного топлива, предлагается комплексное оборудование, позволяющее реализовать процесс вдувания мелкодисперсных частиц без серьезных ограничений. В работах [96, 97] также показана возможность плавки чугуна в низкошахтной печи с импульсивной подачей струи в дутье и сделан вывод о стабильности результатов.

В то же время необходимо отметить, что применение ПУТ требует соответствующей технологии подготовки топлива, оборудования печи системой его транспорта и распределения по фурмам [19].

При применении различных топлив или переводе печи с одного вида топлива на другой весьма важным является вопрос эффективности. При этом для ее оценки могут быть выбраны различные критерии, например экономические, тепловые, экологические и др. Зачастую применение того или иного вида топлива приводит к неоднозначному изменению значений критериев эффективности, например топливо может быть дешевым, снижать себестоимость продукции, но обладать низкими теплотехническими характеристиками, снижать тепловую эффективность печи (приводить к снижению КПД, повышению удельного расхода топлива и т.п.). Одной из наиболее совершенных в отношении оценки эффективности является теория интегрированной энерго-экологической эффективности, основанная на методе интегрированного энерго-экологического анализа, развиваемая в работах В.Г. Лисиенко [88, 98, 99]. Однако она в большей степени ориентирована на энерготехнологии, но отдельные элементы этой теории могут быть применены к конкретным агрегатам, в том числе и низкошахтным печам [98].

Для оценки тепловой эффективности весьма прогрессивен эксергетический анализ [100 – 102]. Работы [103, 104] посвящены оценке эффективности работы доменных печей на основе его применения.

## 1.3.2 Интенсификация тепломассообменных процессов в низкошахтных печах

Доминирующую роль в реализации шахтной плавки играют процессы движения шихтовых материалов, газодинамики, тепломассопереноса, протекающие на различных стадиях получения расплава. Создание основ теории теплообмена в плотном слое принадлежит ученым уральской школы теплотехники и тесно связано с профессором Б.И. Китаевым. Теории тепломассообмена в плотном слое посвящены фундаментальные труды [105 – 111]. В развитие его работ А.И. Чернятиным, Б.С. Фиалковым, Ю.Г. Ярошенко, Ю.Н. Овчинниковым исследованы закономерности движения газов и материалов в слое, Ю.Г. Ярошенко, Ф.Р. Шкляром, Д.М. Малкиным, В.С. Швыдким, Б.А. Боковиковым и др. усовершенствован математический аппарат процессов тепломассопереноса, а Я.М. Гордоном, В.Б. Щербатским, В.Я. Советкиным и Н.А. Спириным математический аппарат газодинамических процессов [98].

Теории и практике плавки чугуна посвящены многочисленные работы отечественных и зарубежных теплотехников и металлургов. Теория горения топлива в слое создана усилиями Л.А. Вулиса [112], Д.А. Франк-Каменецкого [113], З.Ф. Чуханова [114], В.В. Померанцева [115], Ф. Бартльме [116]. Вопросы газодинамики и теплообмена в зернистом слое разрабатывались З.Ф. Горбисом [117], М.Э. Аэровым [118], М.А. Гольдштиком [119], Л.С. Лейбензоном [120], применительно к доменным печам, совершенствованию доменной плавки и повышению ее эффективности – Б.И. Китаевым [106], Ю.Г. Ярошенко [107], Я.М. Гордоном, В.С. Швыдким [121], В.Г. Лисиенко [122], В.П. Тарасовым [123], С.А. Загайновым, С.К. Сибагатуллиным, А.В. Бородулиными др.

Большой вклад в изучение процессов плавки чугуна в низкошахтных печах внесли Л.М. Мариенбах [124], В.А. Грачев [125], Н.А. Баринов [126], А.К. Юдкин, Ю.С. Сухарчук [127], Б.А. Носков, И.Ф. Селянин.

Многолетний опыт эксплуатации низкошахтных печей показывает, что существующие способы повышения эффективности шахтной плавки можно разделить на две группы [52]. Первая группа – технологические способы, основанные на материальных расчетах основных термохимических преобразований, определяющих состав шихты и получаемого продукта; реализации теплотехнических мероприятий по выбору общей рациональной схемы агрегата, режима и параметров работы; совершенствовании газодинамического режима работы печи. Вторая группа – кинетические способы, ориентированы на интенсификацию внутренних тепломассообменных процессов, направлены на уменьшение диффузионных и тепловых сопротивлений нагрева материалов с использованием дополнительных источников тепла и внешних энергетических полей.

Подогрев дутья относится к наиболее эффективным и экономически обоснованным методам интенсификации процесса плавки в низкошахтных печах [128, 15]. Преимущества применения горячего дутья обусловлены значительным снижением расхода кокса, возможностью использования менее качественных его сортов, повышением производительности, КПД печи в связи с более полным использованием тепла отходящих газов, повышением температуры перегрева расплава и др. Например, по данным представленным в работе [129], подогрев дутья до 500 °C может обеспечить повышение температуры чугуна в желобе на 50 °C, снижение расхода кокса на 25 - 30 %, что в свою очередь способствует уменьшению содержания серы в чугуне и пыли в отходящих газах.

В низкошахтных печах применяют рекуперативные системы утилизации тепла отходящих газов [79]. Автор работы [79] приводит примеры, когда в зави-

симости от конструкции рекуператоров и от состава шихтовых материалов температура дутья может достигать 630 °С. При этом ведется большая работа по возможности использования преимуществ еще более высоких температур дутья.

Для подогрева дутья до температур 800 °C разработан рекуператор на основе керамических теплообменных элементов [130, 131]. Он состоит из двух камер, разделенных шлюзовым затвором. Верхняя камера соединена с камерой сгорания, из которой выходят продукты сгорания. Внутри нее находятся промежуточные решетчатые днища, благодаря которым теплообменники (керамические шары диаметром 1 - 2 мм) находятся в газовой среде до тех пор, пока они не аккумулируют достаточное количество теплоты. Нагретые шары покидают верхнюю камеру (область газа) и через трубу попадают в нижнюю камеру (область дутья). Там также установлены промежуточные решетчатые днища. После того, как тепло, содержащееся в керамических шарах, передано дутью, они перемещаются по транспортному трубопроводу обратно в область газа. Задача состояла в том, чтобы за счет применения керамических теплообменников добиться более высоких температур подогрева дутья. При этом рекуператор должен был использоваться в потоке неочищенного газа. Конструкция в целом удовлетворяла упомянутой выше цели повышения термического коэффициента полезного действия печи, но, при повышении температуры горячего дутья, такие рекуператоры показали себя не очень надежными в работе [131].

Необходимо отметить, что регенеративный нагрев воздуха в низкошахтных печах был промышленно опробован еще в 1950-х годах. В основе рабочего процесса регенеративного воздухоподогревателя был положен принцип плотного шарикового слоя, при котором газ или воздух продувается через плотный слой шариков, обеспечивая весьма интенсивную теплоотдачу. Полученные результаты [132] свидетельствуют о возможности стабильного подогрева дутья до 420 °C.

Подогрев дутья является наиболее распространенным методом интенсификации плавки, который сейчас используется на значительной части действующих низкошахтных печей. Характерным примером является гамма современных печей фирмы GHW производительностью от 5 до 100 т/ч [133]. Подогрев дутья до 500 °С осуществляется в конвективном или радиационном рекуператоре, конструкция которого позволяет при необходимости частично использовать внешний источник тепла.

На Гурьевском металлургическом заводе имеется опыт эксплуатации низкошахтной печи диаметром 900 мм со встроенным радиационным рекуператором, работающим по принципу противотока. Рекуператор за счет физического и химического тепла отходящих газов обеспечивает подогрев дутья до 360 °C, температура чугуна на выпуске составляет 1420 – 1450 °C при снижении расхода кокса на 12 % [135].

В чугунолитейном цехе Брянского машиностроительного завода для интенсификации процесса шахтной плавки печи оборудованы конвективными рекуператорами, обеспечивающими подогрев дутья до 400 °C и выше, при этом температура чугуна достигает 1470 °C [136]. Авторы отмечают, что подогрев дутья обеспечивает не только повышение температуры чугуна, но и значительную экономию (до 20 %) топлива.

Литературные данные свидетельствуют о многократных обращениях исследователей к возможности создания конструкций рекуператоров, вмонтированных в дымовую трубу низкошахтной печи. Следует отметить [137], что важными преимуществами радиационных рекуператоров, вмонтированных в дымовую трубу, являются: во-первых, поверхности, соприкасающиеся с колошниковыми газами, не загрязняются пылью и нет необходимости в чистке рекуператора; во-вторых, аэродинамическое сопротивление его не велико, что позволяет применять имеющиеся воздуходувки.

Польские инженеры в работе [137] описывают конструкцию рекуператора данного типа, изготовленную из листовой стали Ст3, жаростойкость которой увеличивалась в результате алитирования с последующим диффузионным отжигом, внутренняя поверхность покрывалась мелким кварцевым песком с помощью жидкого стекла. В противоточных рекуператорах нижняя часть внутренней трубы изготавливалась из жаропрочной стали. Отмечено, что стойкость внутренней трубы прямоточного рекуператора из углеродистой стали достигает до 2-х лет, в зависимости от интенсивности эксплуатации печи.

В работах [138 – 140] описана конструкция низкошахтной печи со встроенным радиационным рекуператором, приведены его технические характеристики и результаты промышленных испытаний установки. Длительная работа показала, что низкошахтная печь со встроенным рекуператором позволяет осуществлять устойчивый подогрев дутья до температуры 400 °C и получать жидкий чугун с температурой 1450 °C при экономии расхода кокса 12 %.

В работе [141] описано устройство радиационного рекуператора и приведены преимущества его использования. Рекуператор устанавливается в дымовой трубе низкошахтной печи на высоте 2,5 м от уровня завалочной площадки и представляет собой две концентрические трубы, в зазоре между которыми движется воздух, при этом направление движения воздуха противоположно движению дымовых газов.

Значительное количество конструкций и разнообразных схем для нагрева дутья низкошахтных печей в рекуператорах [142] предполагает возможность для большего выбора, который в свою очередь определяется условиями производства и технологическими мощностями. В то же время критический обзор литературных источников показывает, что существующие конструкции рекуператоров имеют существенный недостаток – чувствительность к термическим напряжениям, приводящий к образованию трещин, снижающий надежность и срок службы теплообменника. Учеными и конструкторами продолжается поиск и разработка новых, более совершенных конструкций [143].

Эффективным способом интенсификации теплообменных процессов в низкошахтной печи является обогащение дутья кислородом. Первые опыты по применению кислорода в низкошахтных печах были проведены в СССР в 1934 г. на Уральском заводе (V3TM). Вопросу применения кислорода в низкошахтной печи посвящена монография Л.И. Леви [144], где приводятся экспериментальные данные и некоторые теоретические соображения положительного влияния указанного фактора на интенсификацию технологического процесса. Температура чугуна

должна повышаться с 1390 до 1550 °С при обогащении дутья кислородом с 21 до 42 %. Угар элементов также уменьшается.

Н.Г. Гиршович [145] после анализа неудачных опытов применения кислорода в технологическом процессе плавки на низкошахтной печи в производственных условиях пришел к выводу, что эксперименты Л.И. Леви требуют дополнительной проверки. Излишки кислорода в дутье увеличивают скорость выгорания углерода топливной насадки, скорость схода шихты повышается, увеличивается время прогрева шихты до температуры плавления, технологическая рабочая высота топливной насадки падает. За счет уменьшения высоты перегрева температура чугуна должна уменьшаться.

Авторы работы [52] отмечают, что обогащение дутья кислородом, с одной стороны, приводит к уменьшению массы газов на единицу сгоревшего топлива, повышению температуры в зоне горения за счет уменьшения тепловых потерь с отходящими газами, с другой стороны, способствует замедлению теплообменных процессов в шахте в связи с уменьшением скорости движения газов, что снижает уровень подогрева опускающихся в ней шихтовых материалов. Таким образом, очевидно, что степень обогащения дутья кислородом для конкретных условий имеет оптимальное или рациональное значение, обеспечивающее максимальную эффективность этого способа интенсификации плавки. По мнению авторов работы [52] наиболее эффективно обогащение дутья кислородом на 3 - 4 %.

Известен опыт применения кислорода в дутье на низкошахтных печах Кузнецкого металлургического комбината во время войны в 1943 г. Большая потребность в чугуне для производства мин заставила принять решение об интенсификации процесса путем вдувания кислорода в фурмы. Эксперимент оказался неудачным. Вначале в течение 15 – 20 мин температура чугуна повышалась на 30 – 40 °C, затем прогрессивно падала и стабилизировалась на уровне 1300 – 1310 °C, что ниже исходного значения на 25 – 35 °C [20]. Следует подчеркнуть, что на низкошахтных печах фактически повторили первый неудачный опыт применения кислорода в доменном процессе [146].

Особого внимания заслуживает промышленный опыт по периодическому вдуванию кислорода в фурмы при плавке в низкошахтных печах большой производительности [147, 148]. Опыты показали, что при внезапном снижении температуры чугуна на желобе можно путем кратковременного введения кислорода (8 – 10 мин) восстановить требуемую температуру металла и сохранить ее во время необходимой в этом случае пересыпке топливных колош. Для ликвидации внезапного понижения температуры металла авторами рекомендованы подачи 55 – 65 м<sup>3</sup> кислорода при расходе 3,5 – 5,5 м<sup>3</sup>/мин для соответствующей производительности печи.

Авторы работы [149] отмечают, что по экономическим соображениям и вследствие повышения разгара футеровки кислород целесообразнее использовать как регулирующее средство для оперативного повышения температуры расплава, в случаях ее снижения.

Известен опыт [150] применения кислорода во второй ряд фурм низкошахтных печей диаметром 300 мм при среднем расходе кислорода 30 м<sup>3</sup> на 1 т жидкого металла. Отмечается повышение температуры чугуна на 50 – 70 °С. Данный эффект известен и характерен только для начального периода плавки и выпуска металла. Подтверждение влияния кислорода на повышение температуры, и как следствие, снижение брака литья находит подтверждение в работах [151, 152].

В работе [153] проведены комплексные исследования по использованию кислорода в дутье на коксогазовых низкошахтных печах завода «Азовсталь». Комплексные промышленные испытания показали, что при работе печи на обогащенном дутье для горения кокса оптимальным следует считать его расход на топливные колоши 8,5 % от металлозавалки, природного газа –  $4 - 5 \text{ м}^3$ /мин, кислорода –  $200 - 300 \text{ м}^3$ /ч, что соответствует содержанию 26 - 28 % кислорода в дутье. С целью интенсификации процесса рекомендовано применение острого дутья.

В работе [154] отмечено, что способ интенсификации плавки посредством обогащения дутья кислородом был известен достаточно давно, эффекты повышения производительности плавки и термического КПД были доказаны, но расчеты не подтверждали уменьшения затрат при добавлении кислорода.
В настоящее время в связи с ростом цен на сырье, достижением определенного уровня развития технологий производства и применения кислорода, его использование почти во всех случаях сопровождается понижением затрат на плавку. Все способы добавления кислорода можно разделить на несколько групп. Стандартное обогащение дутья находит широкое применение, но требует глубокого теоретического обоснования.

Достаточно часто применяется вдувание кислорода через сопла (копья), встроенные фурмы. Испытания показали высокую эффективность этого метода. Кислородные копья были позднее оснащены соплами Лаваля, что позволило вдувать кислород со сверхзвуковой скоростью. Увеличение скорости не дает струе кислорода «разорваться», когда она истекает из сопла. Но в связи с особенностью сопла Лаваля максимальная скорость струи достигается только в одном рабочем режиме.

При импульсном способе кислород подается в печь (также через сопла) при помощи внезапного краткосрочного открытия и закрытия специального электромагнитного клапана. При прерывистой подаче высокая концентрация энергии импульса способствует лучшей газопроницаемости шихты. С улучшением газопроницаемости полезный объем печи в зоне горения оптимальным образом используется для протекания реакций, чем обосновывается возможность повышения термического КПД [155, 156].

В методе, называемом High jet-TDI, общее количество дутья подразделяется на «дутье для вдувания» и остаток дутья. «Дутье для вдувания» отводится от кольцевого воздухопровода через отдельный трубопровод на каждую фурму и перемешивается с кислородом. Это происходит в смесительной камере перед фурмой, где сопло Лаваля создает необходимое разряжение для вдувания дутья. Смесь дутья с кислородом, содержащая примерно 37 % кислорода, попадает через сопло, установленное в фурме, с высокой скоростью (примерно вдвое выше скорости дутья) в печь. Остаток же дутья проходит обычный путь через фурмы. В трубопроводах для «дутья для вдувания» имеются заслонки, благодаря которым можно регулировать подачу [157].

В методе под названием Aljet-CSI происходит поддержание рабочего режима сопла Лаваля при прерывистой подаче различного количества кислорода. Непосредственно перед каждым соплом вмонтирован специальный импульсный клапан. Количество подаваемого кислорода регулируется, таким образом, за счет выбора различных режимов подачи и паузы в подаче. Во избежание колебаний давления в печи за счет включения и отключения подачи кислорода смена режимов происходит со смещением по фазе. Благодаря специальной системе управления кислород подается во все сопла равномерно [158].

Интенсификацию и повышение эффективности шахтной плавки обеспечивает применение вторичного дутья. Повышение температуры чугуна и производительности низкошахтных печей отмечается во многих работах [159 – 164], однако до настоящего времени нет полного анализа всех факторов процесса.

В работах [162, 165 – 167] описан опыт модернизации фурменного пояса промышленных низкошахтных печей. Авторы определили оптимальные параметры конструкции фурм, обеспечивающих стабильный технологический процесс для плавильных агрегатов с расширенной зоной горения.

В последнее время активно развивается метод интенсификации плавки в низкошахтных печах, основанный на использовании энергии акустического поля [52, 168, 169]. Метод реализуют посредством применения акустических излучателей типа свистка Гартмана, устанавливаемых равномерно по периметру рабочего пространства печи, непосредственно над фурмами основного ряда. Частота акустических колебаний составляет 150 – 150 Гц, мощность 150 – 500 Вт. Акустические колебания воздействуют на пограничный слой движущегося газового потока в межкусковом пространстве и разрушают его. Это приводит к интенсификации тепломассообменных процессов [168]. По данным [52] интенсификация плавки в вагранках на основе применения энергии акустического поля обеспечивает увеличение выхода чугуна почти на 12 %, снижает выход пыли на 7,7 %, повышает КПД печи почти на 11 %.

# 1.4 Моделирование тепловой работы низкошахтных печей и влияние теплотехнических параметров на технологический процесс

Физическое моделирование тепломассообменных и газодинамических процессов в печах с применением теории подобия широко используется в научных исследованиях на лабораторных установках, а его результаты применяются при создании новых конструкций промышленных агрегатов. Натурное моделирование позволяет в значительной степени снизить материальные и временные затраты при создании эффективно работающих конструкций печей, разработке рациональных температурных и тепловых режимов их работы.

Развитие работ В.Е. Грум-Гржимайло по физическому моделированию процессов, протекающих в промышленных печах, создание теории подобия, достижения отечественных и зарубежных ученых в области теории тепломассообмена, механики жидкости и газа и появление высокопроизводительных электронновычислительных машин привело к применению методов физического и математического моделирования [134] как фактически обязательного инструментария современного ученого. В области моделирования тепловой работы шахтных печей наиболее масштабные исследования проведены для доменных печей. В этом направлении больших успехов достигли научные коллективы Всесоюзного научно-исследовательского института металлургической теплотехники, института металлургии УрО РАН, УрФУ, МИСиС [170]. Разработанные модели имеют широкую область применения, например актуальны для процессов бескоксовой металлургии, обжига, газификации, шахтной плавки в цветной металлургии и др. В работах [170 – 176 и др.] рассмотрен опыт создания и применения таких моделей.

В частности, математическая модель доменного процесса УрФУ (УГТУ-УПИ) [173, 177 – 180] разработана на принципах натурно-модельного подхода. Для настройки параметров модели используются практические данные о работе доменной печи. В общем виде модель представляет собой систему детерминированных зависимостей, характеризующих тепловой, восстановительный, дутьевой, газодинамический и шлаковый режимы доменной плавки. Модель состоит из двух частей: базового состояния и прогнозирующей. Модель базового (эталонного) состояния обеспечивает ретроспективную оценку состояния процесса по усредненным показателям за базовый период работы. Прогнозирующая модель позволяет оценить показатели доменного процесса в случае изменения условий плавки.

Для решения задач анализа и прогноза показателей доменной плавки с использованием реально доступной информации о работе печи проведена декомпозиция исходной системы на три подсистемы: теплового состояния печи; дутьевого и газодинамического режимов плавки; шлакового режима [173]. Моделирование теплового состояния печи включает оценку влияния топливно-сырьевых условий и параметров комбинированного дутья на производительность печи и удельный расход кокса, прогноз изменения химического состава продуктов плавки при изменении параметров загружаемой шихты и комбинированного дутья. Целью моделирования дутьевого и газодинамического режимов доменной плавки является оценка влияния параметров комбинированного дутья и загружаемой шихты на параметры фурменного очага и перепады давления в отдельных зонах печи. Моделирование шлакового режима ориентировано на решение следующих технологических задач: получение шлака с необходимыми свойствами на протяжении всех стадий шлакообразования; получение чугуна требуемого химического состава при допустимом содержании серы; получение шлака, обеспечивающего достаточную газопроницаемость зоны шлакообразования, ровного схода шихты в печи и устойчивого теплового состояния доменной плавки [173, 179]. Разработанные модели нашли практическое применение на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат», ОАО «Металлургический завод им. А.К. Серова» [180].

Натурно-модельный подход при создании математических моделей доменных печей в значительной степени оправдан тем, что для оценки теплового состояния доменных печей, оснащенных современными автоматическими системами управления, используются более 200 переменных [177].

Применительно к низкошахтным печам вопросы моделирования рассмотрены в работах [181 – 183]. Математическому моделированию на электронно-

вычислительных машинах процесса плавки чугуна в низкошахтной печи посвящены работы [184 – 191]. Применялись регрессионные модели [86, 184] и модели, учитывающие тепломассоперенос в зонах нагрева шихты и перегрева жидкого металла [185 – 191]. Наиболее полно взаимосвязь входных и выходных параметров процесса описана в математической модели, представленной в работе [187], но в ней не учтены газодинамика процесса и унос капель шлака при больших расходах воздуха из топливной насадки в зону подогрева шихты. Пленка шлака, обволакивая куски шихты, уменьшает коэффициент теплоотдачи между газом и шихтой, которая прогревается до температуры плавления большее время, в результате топливная насадка опускается, и температура металла на выпуске падает на 100 – 150 °C относительно максимального значения. В экспериментальных работах такое явление хорошо изучено [106, 192]. Поэтому без учета выноса шлака расчеты температуры металла по вышеназванной модели не дают резкого ее уменьшения при расходе воздуха свыше  $2,0 - 2,5 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{c})$ . Небольшое снижение температуры металла (на 10 – 15 °C) связано с увеличением размера захолаживащих зон вблизи фурм при неизменной высоте топливной насадки. Конструктивные изменения фурменного пояса также не могут повлиять на результаты численного эксперимента, так как динамика движения газа в модели [187] не введена в алгоритм расчета.

В работах [20, 189 – 191] коллективом ученых под руководством И.Ф. Селянина разработана и реализована на ПЭВМ на языке Q – Basik комплексная детерминированная математическая модель процесса плавки чугуна в низкошахтной печи. Она включает в себя следующие блоки: динамику движения газов и материалов в шахте печи; кинетику газообразования в слое кокса топливной насадки; нагрев шихты до точки плавления; глубину зоны плавления и теплообмен при плавлении; теплообмен при нагреве жидкого металла; потери тепла через стенки шахты; физико-химические процессы образования шлака, окисления и восстановления элементов. Математическая модель верифицирована. Для проверки точности и адекватности численного моделирования использованы результаты экспериментов, проводимых на промышленных низкошахтных печах [20]. Однако данная математическая модель имеет ограниченные возможности в части исследования влияния различных способов интенсификации плавки, например подогрев, обогащение дутья кислородом, применение пылеугольного топлива на тепловую работу низкошахтной печи. Этот факт предопределяет перспективность продолжения работ в области развития и совершенствования комплексных детерминированных математических моделей процессов плавки материалов в низкошахтных печах.

Проведенный анализ специальной литературы [181, 183] показывает, что вопросы переноса и адекватности результатов плавки, полученных при физическом моделировании на лабораторных моделях низкошахтных печей, на промышленные объекты проработан не достаточно полно. Отсутствуют сведения об условиях подобия при переходе от шахтных печей малого диаметра к печам большего диаметра. Нет данных о влиянии геометрических параметров печи или их соотношений, а также размеров кусков кокса и шихты на температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты.

Технология плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах должна обеспечивать получение расплава необходимой температуры при соответствующих расходах топлива, дутья и заданной производительности печи. Соответственно задача управления процессом плавки в низкошахтных печах осложняется одновременным влиянием изменений расхода кокса и дутья на температуру и производительность печи [129]. В связи с этим большое практическое значение приобретают номограммы процесса шахтной плавки, связывающие между собой перечисленные факторы. К наиболее известным номограммам для низкошахтных печей можно отнести номограммы Паттерсона и Мариенбаха (рисунки 1.3 и 1.4), полученные для низкошахтных печей [193 – 197].

Экспериментальные номограммы [194, 197] явно показывают куполообразный характер кривых зависимости температуры металла  $T_{\rm M}$  от расхода дутья  $q_0$  при постоянном расходе кокса. Такой ход вышеназванных кривых в настоящее время признан всеми исследователями [198, 199].



Рисунок 1.3 – Номограмма Паттерсона



Рисунок 1.4 – Номограмма Л.М. Мариенбаха

Следует отметить, что температура чугуна, соответствующая номограммным кривым, на 100 – 150 °C выше тех, которые наблюдаются в реальном производстве. Автор исследования [194] объясняет этот факт тем, что производственная низкошахтная печь, на которой выполнялись эксперименты, имела большой полезный объем шахты. Это обеспечивало хороший прогрев шихты и высокий уровень зоны плавления.

Статистическая обработка параметров плавки 1100 действующих печей с холодным дутьем показала, что температура чугуна на желобе находится в пределах 1340 – 1360 °C, а подогрев дутья до 300 – 400 °C повышает ее лишь до 1395 – 1420 °C [86]. Кокс, который применяется для плавки на отечественных вагранках, имеет средний размер кусков  $\mathcal{A}_{\kappa} = 40 - 80$  мм, а известно [200], что увеличение  $\mathcal{A}_{\kappa}$  на 1 мм дает дополнительный перегрев чугуна на величину  $\Delta T = 3$  °C. Стандарты на кокс стран Евросоюза предусматривают фракцию свыше 80 мм, поэтому температура выпускаемого чугуна будет соответственно выше.

Следует указать, что у доменной печи полезный объем и высота расположения уровня плавления намного выше, чем у низкошахтных печей. Предельные

44

температуры чугуна на выпуске составляют 1420 ÷ 1480 °С, то есть ниже на 100 ÷ 150 °С температур, полученных И. Баккером [194].

Необходимо отметить, что в литературных источниках, посвященных исследованию твердотопливных низкошахтных печей, совершенно отсутствуют физические модели, хотя бы качественно поясняющие резкое снижение температуры чугуна при большом расходе дутья. В работах [201 – 202] предпринята попытка описать связь температуры получаемого металла с геометрическими параметрами низкошахтных печей. В работе [203] утверждается, что это явление связано со срывом пламени и прекращением горения кокса у фурм при больших скоростях вдувания. Но скорости воздуха ( $\upsilon \approx 15 - 50$  м/с) у фурм вагранок намного меньше, чем в доменных печах ( $\upsilon = 150 - 180$  м/с), а в последних не отмечается резкого торможения кинетики процесса горения кокса. Из теории и практики доменного процесса известно [106, 192], что захолаживание печи при большом расходе воздуха связано с выносом шлака в зону плавления и подогрева шихты.

Для ваграночной плавки такие исследования проводились под руководством профессора И.Ф. Селянина [20, 204]. На вынос шлака из нижних горизонтов шахтной печи оказывают основное влияние диаметр капель и максимальная скорость газа в области выноса. Установлено, что средний размер капель чугуна и шлака, стекающих по коксовой насадке в вагранке, равен 5 мм. Критическая скорость витания таких капель составляет 38,5 – 38,8 м/с. Средние скорости газа в литейной вагранке в зоне перегрева находятся в интервале 32 – 40 м/с, следовательно, превышают критические скорости витания при расходе дутья  $q_0 > 2,1 \text{ м}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$ . Из практики эксплуатации низкошахтных печей известно, что температура чугуна резко уменьшается при  $q_0 > 2,0 \text{ м}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$ . Жидкий шлак, стекая вниз по элементам коксовой насадки, дробится на частицы за счет взаимодействия с кусками кокса и турбулентными пульсациями газового потока. Авторами работ [20, 204] доказано, что шлак, вынесенный в зону плавления и нагрева, обволакивает куски шихты пленкой толщиной б.Учитывая постоянство массы шлака на элементарной высоте слоя dz и то обстоятельство, что шлак растекается по поверхности куска металлической шихты диаметром Д<sub>ш</sub> и плотностью  $\rho_{\rm M}$ , было предложено выражение

$$\delta = \frac{Q_{o}A}{6} \cdot \frac{\rho_{\rm M}}{\rho_{\rm m}} \cdot \mathcal{A}_{\rm m}, \qquad (1.1)$$

где *Q*<sub>0</sub> – относительное количество шлака на единицу массы жидкого чугуна; ρ<sub>м</sub> и ρ<sub>ш</sub> – плотности металла и шлака; *A* – относительное количество унесенных капель шлака к полной массе шлаковой навески.

46

Более крупная шихта экранируется более толстым слоем шлака и ее нагрев до температуры плавления резко замедляется при больших скоростях газового потока, когда величина *А* экспоненциально возрастает от скорости газового потока.

На рисунках 1.5 – 1.6 приведены расчетные номограммы взаимосвязи параметров процесса для печей с 2-мя и 3-мя рядами фурм. Номограммы получены по математической модели на основе графического программирования профессором И.Ф. Селяниным при разработке и исследовании печей с расширенной зоной горения [20, 204].

Основные отличия низкошахтных печей с трехрядной подачей дутья от однорядной следующие: при низких расходах дутья  $q_0$  температура чугуна возрастает ( $\Delta T_{\rm M} = 20 - 60$  °C для  $H_0 = 5$  м). Чем больше высота  $H_0$  печи, тем значительнее перегрев чугуна в случае применения двойного дутья. На печи с тремя рядами фурм температура перегрева на 10 – 20 °C всегда выше, чем у печи с двумя рядами фурм, но производительность печи уменьшается на 3 – 6 %.

Эксперименты показывают, что при  $q_0 < 80 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$  содержание СО в отходящих газах уменьшается [205, 206]. При низких скоростях подаваемого воздуха очаги горения нижнего и верхнего рядов фурм работают автономно. Кислородная зона второго ряда фурм имеет протяженность  $H_{\text{кз}} = 300 - 350 \text{ мм}$ . Так как зона плавления располагается на высоте 400 – 500 мм от уровня верхнего ряда фурм, то для реакции восстановления диоксида углерода времени недостаточно.

В верхней кислородной зоне происходит дожигание монооксида углерода из газов нижнего ряда фурм и одновременно происходит горение кокса. Кислород интенсивно расходуется по двум параллельным реакциям, что приводит к резкому сокращению окислительной зоны второго ряда фурм.



```
H_0 = 5 м, D_1 = 1,13 м, \mathcal{A}_{\rm K} = 0,065 м, D_{\rm M} = 0,1 м, L_{12} = 0,75 м
```

Рисунок 1.5 – Расчетная номограмма взаимосвязи параметров процесса для печи с двумя рядами фурм



 $H_0 = 5$  м,  $D_1 = 1,13$  м,  $\mathcal{A}_{\kappa} = 0,065$  м,  $D_{\mathrm{M}} = 0,1$  м,  $L_{12} = 0,4$  м;  $L_{23} = 0,35$  м

Рисунок 1.6 – Расчетная номограмма взаимосвязи параметров процесса для печи с тремя рядами фурм

Экспериментально получено сокращение длины кислородной зоны второго ряда при расходах дутья  $1,7 - 2,0 \text{ м}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$  в 1,2 - 1,5 раза. Производительность печей с двойным дутьем при  $q_0 > 1,5 \text{ M}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$  возрастает, но выигрыш в перегреве чугуна за счет выравнивания температур газового потока компенсируется большим расходом тепла на дополнительный нагрев жидкого металла за счет роста производительности печи. При  $q_0 > 1,75 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$  для печей с двухрядной подачей дутья наблюдается понижение температуры чугуна по сравнению с однорядными.

Нежелательный эффект снижения температуры чугуна рано проявляется на печах с  $D_1 > 1,1$  м. Максимальная радиальная протяженность кислородных зон составляет  $R_{\rm k} = 0,35 - 0,47$  м. У крупных печей образуется кольцевая периферийная кислородная зона площадью

$$S_{\rm K} = \pi R_{\rm B}^2 - (R_{\rm B} - R_{\rm K})^2, \qquad (1.2)$$

где  $R_{\rm B}$  – радиус печи.

Удельная эффективная подача дутья на единицу площади кольцевой зоны растет:

$$q'_{0} = q_{0} \cdot \frac{S_{\rm B}}{S_{\rm K}} = q_{0} \frac{R_{\rm B}^{2}}{2R_{\rm B}R_{\rm K} - R_{\rm K}^{2}},$$
(1.3)

где *S*<sub>в</sub> – площадь сечения печи.

Скорость газового потока и вынос шлака из зон перегрева будут выше у крупных печей, чем у мелких при  $q_0 = \text{const.}$  Поэтому у крупных печей оптимальная температура чугуна достигается при меньшей удельной подаче дутья.

Как было отмечено выше, основными [207] выходными технологическими параметрами процесса в низкошахтных печах считают удельную производительность  $P_{\rm B}$ , т/(м<sup>2</sup>·ч), и температуру выпускаемого чугуна  $T_{\rm M}$ , °С. Основными управляющими параметрами являются расход кокса *K*, %, или точнее, расход содержащегося в коксе углерода C, удельный расход дутья *q*, м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·с).

Анализ номограмм, используемых для управления процессом шахтной плавки, свидетельствует о необходимости продолжения работ по определению взаимосвязи между технологическими параметрами при разработке технологий ресурсосбережения, интенсификации. В частности, для печей с подогревом дутья в число основных управляющих параметров должна быть включена температура дутья.

#### Выводы из обзора литературы и постановка задач исследования

1. Проведенный критический анализ специальной технической литературы показал, что низкошахтные печи представляют собой группу тепловых аппаратов, входящих в существующее в настоящее время многообразие тепловых устройств. Они получили широкое распространение в различных отраслях промышленности: металлургии, машиностроении и литейном производстве, химической промышленности, производстве строительных и огнеупорных материалов. Твердотопливные низкошахтные печи перспективны, их конструкции прогрессивны и имеют ряд конкурентных преимуществ перед печами других типов.

2. Развитие конструкций низкошахтных печей реализуется в направлении увеличения производительности, интенсификации процесса плавки и повышения их эффективности.

3. Одним из основных направлений ресурсосбережения является поиск заменителей кокса для низкошахтных печей, переход на более дешевое и распространенное природное топливо, в частности антрацит, тощие угли пылеугольное топливо. Особую актуальность приобретают разработки новых способов и технологий эффективного ведения плавки в низкошахтных печах, обеспечивающих полную замену кокса на антрацит и тощие угли.

4. Прогрессивным способом интенсификации и повышения эффективности плавки в низкошахтных печах является подогрев и обогащение дутья кислородом. Однако существующие конструкции рекуператоров имеют ряд недостатков, связанных с их низкой надежностью, в настоящее время продолжается поиск и разработка новых, более совершенных конструкций рекуперативных устройств.

5. Степень обогащения дутья кислородом для конкретных условий, параметров и конструкции низкошахтных печей имеет оптимальное или рациональное значение, обеспечивающее максимальную эффективность этого способа интенсификации плавки. В связи с этим такой метод интенсификации плавки требует дальнейшей теоретической и практической проработки.

6. В области моделирования тепловой работы низкошахтных печей вопросы переноса и адекватности результатов плавки, полученных при физическом модели-

ровании на лабораторных моделях низкошахтных печей, на промышленные объекты проработаны не достаточно полно. Отсутствуют сведения об условиях подобия при переходе от шахтных печей малого диаметра к печам большего диаметра. Нет данных о влиянии геометрических параметров печи или их соотношений, а также размеров кусков кокса и шихты на температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты. Необходимо продолжение работ по определению взаимосвязи между технологическими параметрами при разработке ресурсосберегающих технологий плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах.

7. Существующие математические модели имеют ограниченные возможности в части исследования влияния различных способов интенсификации плавки, например, подогрев, обогащение дутья кислородом, применение пылеугольного топлива на тепловую работу низкошахтной печи. Этот факт предопределяет перспективность продолжения работ в области развития и совершенствования комплексных детерминированных математических моделей процессов плавки материалов в низкошахтных печах.

На основе проведенного обзора литературы и результатов его анализа поставлены следующие задачи диссертационного исследования:

1. Разработать теоретические основы сбережения энергетических ресурсов посредством замены кокса на антрацит, тощие угли и использования пылеугольного топлива при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах. Получить и научно обосновать основные зависимости и закономерности для расчета конструктивных, технологических и теплотехнических параметров низкошахтных печей при переходе на другие виды твердого топлива.

2. Разработать усовершенствованную комплексную детерминированную математическую модель процесса плавки материалов в низкошахтных печах, позволяющую исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу печи и производить численные расчеты номограмм процессов плавки.

3. На основе теоретического анализа влияния теплотехнических параметров, особенностей теплогенерации, газодинамики и тепломассообмена на технологический процесс исследовать методы интенсификации и способы повышения эффек-

50

тивности плавки материалов в низкошахтных печах, разработать рекомендации по их рациональному практическому применению.

4. Разработать и сконструировать с учетом требований физического моделирования теплообменных и аэродинамических процессов, характеристик шихты, топлива, воздуходувных средств и рекуператора исследовательский полупромышленный комплекс на основе низкошахтной печи для исследования влияния различных технологических решений (подогрев, увлажнение, обогащение кислородом дутья, замена кокса, используемого в качестве топлива, на антрацит и тощие угли) на процессы теплогенерации, тепло- и массообмена в слое шихтовых материалов, показатели тепловой эффективности печи.

5. Разработать установку и методику исследования прочности твердого топлива под нагрузкой в процессе сжигания.

6. Выполнить комплексное исследование работы низкошахтной печи при замене кокса на антрацит и тощие угли в качестве топлива и установить зависимости, связывающие производительность и коэффициент полезного действия печи, температуру расплава на выходе из печи, удельный расход дутья, абсолютный и удельный расход топлива.

7. Исследовать влияние основных теплотехнических параметров работы низкошахтной печи при замене топлива и интенсификации процесса плавки на комплекс эксплуатационных свойств производимой продукции.

8. Расширить спектр конструкторско-технологических решений при замене кокса на другие виды топлива с обоснованием уровня загрузки материалов в низкошахтную печь и определением расхода дутья при его двухрядной подаче, определением основных конструкционных и технологических параметров рекуператоров, а также расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в единицу времени, рационального содержания кислорода в дутье.

9. Провести опытно-промышленные испытания, разработать и внедрить в производство энергоэффективные ресурсосберегающие технологии выплавки чугунов и силикатных материалов в низкошахтных печах.

51

### 2 Развитие теоретических основ повышения эффективности плавки чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных печах с использованием физического

#### моделирования

В настоящей главе проведен анализ условий подобия при переходе от низкошахтных печей малого диаметра к низкошахтным печам большего диаметра. Сделан вывод, что температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты не зависит от диаметра печи при условии выполнения полученных в работе основных соотношений между геометрическими параметрами печи, размерами кусков кокса и шихты, вытекающих из главных требований (теорем) теории подобия и натурного моделирования.

Важным аспектом технологии плавки в низкошахтной печи является возможность выбора технологических решений при проектировании новых и модернизации действующих низкошахтных печей, выходящих за нормальный ряд. В главе рассмотрены возможности такого выбора на основе критериев конвективного теплообмена между теплоносителем и материалами шихты.

Проведен анализ сил, действующих на коксовую или угольную топливную насадку в низкошахтной печи при замене используемого в качестве топлива кокса на антрацит и тощие угли. Полученные данные позволяют по размеру и форме кусков шихты спрогнозировать ход шахтной плавки. Сделан вывод о том, что при переходе на антрацит и тощие угли для увеличения силы трения шихты о стенки необходимо тщательно подготавливать шихту до получения минимальных размеров кусков (0,07 – 0,08 м), что резко снижает угол зацепления а, следовательно, угол внутреннего трения и увеличивает коэффициент бокового давления на стенки шахты.

# 2.1 Физическое моделирование теплообменных и аэродинамических процессов в твердотопливных низкошахтных печах

Физическое моделирование теплообменных и аэродинамических процессов в промышленных печах с применением теории подобия [20, 208] широко используется в научных исследованиях на исследовательских установках, а их результаты применяются при создании новых конструкций теплотехнических и теплоэнергетических агрегатов. Натурное моделирование позволяет в значительной степени снизить материальные и временные затраты при создании эффективно работающих конструкций печей, разработке рациональных температурных и тепловых режимов их работы.

Применение метода физического моделирования при исследовании теплообменных и аэродинамических процессов в низкошахтных печах вызвано максимальным приближением условий моделирования к реальным условиям, возникающим при плавке материалов. Физическое моделирование позволяет учесть всю совокупность взаимосвязей различных процессов и явлений, протекающих при плавке материалов в низкошахтных печах, в том числе и тех, которые до настоящего времени не имеют точного аналитического решения или математического описания, а соответственно не могут быть учтены при построении детерминированных математических моделей.

Анализ условий подобия при переходе от низкошахтных печей малого диаметра к печам большого диаметра показывает, что основные требования натурного (физического) моделирования выполняются.

Геометрическое подобие выполняется четким соотношением между высотными параметрами печи и ее внутренним диаметром D, т.е.  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{TH} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $H_{ng} = 3,18\sqrt{D}$ , где  $H_n$ ,  $H_{TH}$  и  $H_{ng}$  – высота полезная, топливной насадки и зоны подогрева печи [20].

Как показывает анализ, геометрические параметры низкошахтных печей, применяемых в промышленности, имеют широкий диапазон размеров [199, 203,

209]. Номинальная удельная производительность данных агрегатов  $P_{\text{нп}}$ , кг/(м<sup>2</sup>·c), не зависит от диаметра, а определяется расходом воздуха  $q_0$ , м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·c), содержанием кислорода в дутье  $O_2^0$ , %, расходом кокса k, %, содержанием углерода в коксе C, %, составом отходящих газов по CO и по CO<sub>2</sub>, % [20]:

$$P_{\rm HII} = 53.7 \frac{q_0 O_2^0}{kC} \cdot \frac{CO_2 + CO}{CO_2 + 0.5CO}, \, \kappa\Gamma/(\,{\rm M}^2 \cdot {\rm c}).$$
(2.1)

Номинальная удельная производительность всех низкошахтных печей, рассчитанная по формуле (2.1), составляет  $P_{\rm HII} = 2,08$  кг/(м<sup>2</sup>·c) при  $q_0 = 2,0$  м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·c);  $O_2^0 = 21$  %; k = 14 %; C = 90 %;  $CO_2 = 14$  %; CO = 11,5 %.

Для получения номинальной производительности в размерности т/ч необходимо значение  $P_{\text{нп}} = 2,08 \text{ кг/(m}^2 \cdot \text{c})$  умножить на площадь пода печи  $S_{\text{нп}} = \pi D^2/4$  и домножить на полученный эмпирическим путем коэффициент A = 3600/1000.

В производственных условиях производительность печи изменяется в определенном диапазоне (см. таблицу 2.1), так как расход кокса в зависимости от принятой технологии плавки и другие показатели колеблются в следующих пределах:  $11 \le k \le 16$  %;  $q_0 = 1,7 - 2,2$  м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·c); CO<sub>2</sub> = 10 – 16 %; CO = 8,5 – 18 %; C = 84 – 95 %; кроме того, изменяется влажность дутья, что также ведет к изменению производительности печи.

Показатель	Значение показателя при внутреннем диаметре печи, мм									
TIORASATCIB	500	600	700	800	900	1100	1300	1500	1800	2100
Полезная высота, мм	3000	3300	3500	3800	4000	4900	5000	5500	6300	7100
Производительность,	1,3 –	2,0 –	2,7 –	3,6 –	4,8 –	6,5 –	9,0 –	13 –	18 –	25 –
т/ч	1,65	3,0	3,5	4,6	6,1	8,3	12,0	16	23	32
Номинальная произ-										
водительность по	1,63	2,41	3,2	4,17	5,28	7,89	11,02	14,67	21,13	28,75
уравнению (2.1), т/ч										

Таблица 2.1 – Основные параметры низкошахтных печей [203, 209]

Для низкошахтных печей нормального ряда между полезной высотой печи *H*<sub>п</sub> и ее внутренним диаметром *D* существует эмпирическая зависимость [20]

$$H_{\rm m} = 4,345\sqrt{D}$$
, M. (2.2)

Аналогичная эмпирическая зависимость справедлива и для доменных печей [20]:

55

$$H_{\rm m} = 9.39 \sqrt{D_{\rm r}}$$
, M, (2.3)

где  $D_{_{\Gamma}}$  – диаметр горна доменной печи, м.

Коэффициент пропорциональности для доменных печей в 2,16 раз больше, чем для низкошахтных печей. Это обстоятельство связано с наличием в доменных печах восстановительной зоны, которая отсутствует у печей, работающих на переплав.

Для печей, диаметр которых меньше 500 мм, также справедлива зависимость типа (2.2) [20]. Основные параметры исследовательских низкошахтных печей представлены в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Основные параметры исследовательских низкошахтных печей

<i>D</i> , мм	200	300	400
$H_{\Pi}$ , мм	1950	2380	2750
$P_{\rm hft}$ , кг/(м <sup>2</sup> ·с)	2,08	2,08	2,08
$P_{_{ m HII}}$ , т/ч	0,235	0,529	0,940

Рассмотрим условия постоянства температурного режима в топливной насадке низкошахтной печи с различным внутренним диаметром. В топливной насадке печи идут две последовательные реакции (далее по тексту, обозначаемые (I) и (II))

$$\mathbf{C} + \mathbf{O}_2 = \mathbf{C}\mathbf{O}_2 + q_1; \tag{I}$$

$$\mathrm{CO}_2 + \mathrm{C} = 2\mathrm{CO} - q_2,\tag{II}$$

где  $q_1 = 408842$  кДж/кмоль;  $q_2 = 162405$  кДж/кмоль.

Первая реакция в кислородной зоне идет практически до конца, пока не прореагирует весь кислород дутья. Вторая реакция восстановительной зоны, как правило, заканчивается, когда прореагирует половина молекул CO<sub>2</sub>, поступивших с газами из низлежащей кислородной зоны. Общее количество тепла, выделяющееся в топливной насадке, составит  $\Delta q = q_1 - q_2 = 408842 - 162405/2 = 327640$  кДж/кмоль.

Количество тепла, выделяющееся в единицу времени, запишется в виде [20]

$$\Delta q \frac{dc}{d\tau} = \Delta q \beta F_{\kappa} c \frac{1}{1 + \mathrm{Sm}}, \qquad (2.4)$$

где *с* – концентрация реагирующего газа; β – коэффициент массообмена; *F*<sub>к</sub> – удельная поверхность кусков топлива; Sm – число подобия Семенова.

Хотя геометрические параметры низкошахтных печей, включая исследовательские, изменяются значительно, температурные условия в период плавки должны оставаться неизменными. Для этого в топливной насадке различных низкошахтных печей за счет горения кускового топлива должно выделяться в единицу времени одинаковое количество тепла, вне зависимости от размера внутреннего диаметра печи. Постоянство интенсивности потерь тепла через стенки шахты регулируется толщиной огнеупорной футеровки.

От внутреннего диаметра печи зависит только общая поверхность реагирования, определяемая как [20]

$$F_{\kappa}^{0} = F_{\kappa}H_{\tau H} = \frac{6(1-\varepsilon)\varphi}{d_{\kappa}} 1,165\sqrt{D} = B; \qquad (2.5)$$

здесь  $H_{_{TH}} = 1,165\sqrt{D}$  [20];  $\varepsilon$  – порозность слоя топлива;  $\phi$  и  $d_{_{K}}$  – коэффициент формы и размер куска топлива.

Общая поверхность реагирования должна быть постоянной величиной (B), тогда постоянным будет количество тепла, выделяемое в единицу времени, т.е. определяемое выражением (2.4).

Из соотношения (2.5) получаем искомую зависимость

$$\frac{\sqrt{D}}{d_{\kappa}} = \frac{B}{7(1-\varepsilon)\phi}$$
, ИЛИ  $d_{\kappa} = B_1\sqrt{D}$ , (2.6)

где  $B_1 = \frac{7(1-\varepsilon)\phi}{B}$  – коэффициент пропорциональности.

Определим значение  $B_1$  по данным эталонной плавки. На низкошахтной печи диам. D = 0.85 м достигается максимальная температура металла  $T_{\rm M} \approx 1400 - 1420^{\circ}$  С при  $q_0 = 2.0$  м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·с) после отсева кусков кокса до среднего размера  $d_{\kappa} = 0.075 - 0.08$  м. Следовательно  $B_1 = d_{\kappa}/\sqrt{D} = 0.081$  м<sup>0.5</sup>.

Высота кислородной зоны ( *z*<sub>к.3</sub> ) также зависит от размера куска топлива [20]:

$$z_{\kappa,3} = \frac{\ln 20d_{\kappa} \operatorname{Re}^{0,17}}{1,68(1-\varepsilon)\varphi},$$
(2.7)

где Re =  $\frac{q_0 d_{\kappa}}{v} \frac{\overline{T}_{r}}{273}$  – критериальное число Рейнольдса; v и  $\overline{T}_{r}$  – кинематическая вязкость и средняя температура газа в кислородной зоне.

Крупный размер кусков топлива повышает высоту кислородной зоны:  $z_{\kappa,3} \approx d_{\kappa}^{1,17}$ , или с учетом выражения (2.6)  $z_{\kappa,3} \approx D^{0.585}$ , что способствует повышению температуры чугуна. При этом одновременно снижается скорость реакции (I) горения топлива, а, следовательно, и скорость выделения тепла по геометрической координате *z* [20]:

$$q_0 \frac{dc}{dz} = -\psi \frac{6(1-\varepsilon)\varphi}{d_{\kappa}} c \frac{1}{1+\mathrm{Sm}}; \qquad (2.8)$$

здесь  $\psi = \beta/v - \phi$ ункция переноса;  $\upsilon - cкорость газа.$ 

Продуваемость топливной насадки с ростом размера кусков топлива резко возрастает. На холодном дутье за счет замедления отдачи тепла газу в соответствии с выражением (2.8) в области фурм до центра топливной насадки возникают захолаживающие зоны, которые снижают эффект повышения температуры металла, связанный с ростом высоты кислородной зоны. Кроме того, скорость прохождения капель чугуна через зону высоких температур возрастает с увеличением параметра  $d_{\kappa}$ . Поэтому прямой зависимости температуры металла на выпуске  $(T''_{M})$  от размера  $d_{\kappa}$  не наблюдается, если  $H_{TH} = 1,165\sqrt{D}$ .

С подогревом дутья температура газа в захолаживающих зонах повышается, и в соответствии с этим оптимальный размер кусков топлива будет выше значений, указанных в таблице 2.3.

Таблица 2.3 – Оптимальный размер кусков кокса для низкошахтных печей различных диаметров

Показатель	Значение показателя при внутреннем диаметре печи, м									
	0,20	0,30	0,40	0,50	0,85	1,10	1,35	1,70	2,10	2,65
$H_{_{\rm TH}} = 1,165\sqrt{D}$ , м	0,521	0,638	0,737	0,824	1,074	1,22	1,35	1,52	1,69	1,896
$\overline{d}_{\kappa} = 0,081\sqrt{D}$ , M	0,036	0,044	0,051	0,057	0,075	0,085	0,094	0,107	0,117	0,132

Рассмотрим температурные условия в зоне нагрева шихты для низкошахтных печей исследовательского и промышленного рядов. Как уже отмечалось [20],  $H_{_{TH}} = 1,165\sqrt{D}$ .

С уменьшением диаметра печи *D* снижается и высота зоны подогрева шихты ( $H_{ng}$ ) до температуры плавления:  $H_{ng} = H_n - H_{TH} = 4,345\sqrt{D} - 1,165\sqrt{D} = 3,18\sqrt{D}$ .

Температура шихты на выходе из зоны нагрева ( $T''_{m}$ ) определяется как [20]

$$T''_{\rm m} = T'_{\rm m} + (T'_{\rm r} - T'_{\rm m}) \frac{W_{\rm r}}{W_{\rm m}} z;$$
(2.9)

$$z = \frac{1 - \exp[-(W_{\rm r} / W_{\rm m})(\alpha_F F / W_{\rm r})]}{1 - (W_{\rm r} / W_{\rm m})\exp[-(W_{\rm r} / W_{\rm m})(\alpha_F F / W_{\rm r})]},$$
(2.10)

где  $T'_{r}$  – температура газа на входе в зону нагрева;  $W_{r} = C_{r}v_{r}$  – удельная теплоемкость потока газа, Bt/( $M^{2}\cdot K$ );  $W_{m} = \rho_{m}C_{m}v_{m}$  – удельная теплоемкость потока шихты, Bt/( $M^{2}\cdot K$ );  $C_{r}$  и  $C_{m}$  – теплоемкости газа и шихты;  $v_{r}$  и  $v_{m}$  – скорости газа и шихты в противотоке;  $\rho_{\rm m}$  – насыпная плотность шихты;  $T'_{\rm m}$  – температура шихты на входе в зону нагрева;  $\alpha_{\rm F}$  и *F* – коэффициент и площадь теплообмена.

Температура газа на выходе из зоны нагрева равна

$$T''_{r} = T'_{r} - (T'_{r} - T'_{m})z.$$
(2.11)

Отношение удельных теплоемкостей потоков  $W_{\rm r}/W_{\rm m}$  не зависит от диаметра печи. Скорость схода шихты определяется из отношения

$$v_{\rm m} = \frac{P_{\rm B}}{\rho_{\rm m}} = \frac{53.7q_0 O_2^0 A/(kC)}{\rho_{\rm m} + (k/100)\rho_{\rm K} + (u/100)\rho_{\rm m}},$$
(2.12)

где k и u – расход кокса и известняка, %;  $\rho_{_{\rm M}}$ ,  $\rho_{_{\rm K}}$  и  $\rho_{_{\rm H}}$  – плотности металлической составляющей шихты, кокса и известняка.

От диаметра печи не зависят такие параметры, как  $C_{\mu}$ ,  $C_{r}$  и  $v_{r} = q_{0} \frac{T_{r}}{273\varepsilon}$ (здесь  $\overline{T}_{r}$  – средняя температура газа в зоне нагрева), от него зависит только безразмерный критерий  $\alpha_{F} F/W_{r}$ , входящий в выражения для определения температуры шихты ( $T''_{\mu}$ ) и газа ( $T''_{r}$ ) на выходе из зоны нагрева.

Для того, чтобы величина  $T''_{\mu}$  была постоянной вне зависимости от диаметра печи, параметр  $\alpha_F F/W_{\Gamma}$  также функционально не должен зависеть от этого параметра. Следовательно, можно записать  $\alpha_F F = A_1$ , где  $A_1$  – постоянная величина, которая будет определяться соотношением между диаметром печи и средним размером кусков металлической шихты ( $\overline{d}_{\mu}$ ).

Коэффициент теплообмена находится из выражения

$$\alpha_F = \frac{\overline{d}_{III}}{7,5(1-\varepsilon)} \alpha_V, \text{ BT/(M}^2 \cdot \text{K}), \qquad (2.13)$$

где  $\alpha_v$  – коэффициент теплообмена, отнесенный к единице объема шихты, Вт/( $m^3 \cdot K$ ).

Б.И. Китаев для расчета коэффициента  $\alpha_V$  доменной шихты рекомендует формулу [106]

$$\alpha_{\rm V} = 186 \frac{q_0^{0.9} \overline{T}_{\rm r}^{0.3}}{\overline{d}_{\rm m}^{0.75}} M, \, \text{Bt/(m}^3 \cdot \text{K}),$$
(2.14)

где *М* – коэффициент, зависящий от процентного содержания мелочи в шихте.

Шихтовые материалы низкошахтной печи по составу и по размерам фрагментов значительно отличаются от доменной и состоят в основном из металла более крупной фракции.

Для твердотопливных низкошахтных печей при определении коэффициента теплообмена между газом и шихтой предлагается зависимость вида [197]

$$\alpha_{F} = 0.475 q_{0}^{0.65} \overline{T}_{r} / \overline{d}_{m}, \text{BT/(M}^{3} \cdot \text{K}).$$
(2.15)

Общая площадь теплообмена составит

$$F = \frac{6(1-\varepsilon)}{\bar{d}_{\rm m}} (H_{\rm n} - H_{\rm TH}) = \frac{6(1-\varepsilon)}{\bar{d}_{\rm m}} 3,18\sqrt{D} .$$
 (2.16)

Подставляя выражения (2.15), (2.16) и (2.13) в исходную формулу  $\alpha_F F = A_1$ , получаем

$$\alpha_{F}F = \frac{\overline{d}_{m}}{7,5(1-\varepsilon)} 0,475q_{0}^{0,65} \frac{\overline{T}_{r}}{\overline{d}_{m}} \frac{6(1-\varepsilon)}{\overline{d}_{m}} 3,18\sqrt{D} = A_{1}, \qquad (2.17)$$

или  $\frac{\sqrt{D}}{\overline{d}_{\text{III}}} = A_2$ , где  $A_2 = 0.83 A_1 / (q_0^{0.65} \overline{T}_r)$ .

Таким образом, приходим к искомому соотношению  $\bar{d}_{\mu} = \frac{\sqrt{D}}{A_3}$ , где  $A_3 = \frac{1}{A_2}$  – постоянный коэффициент. Значение коэффициента  $A_3$  определено в работе [210]:

 $A_3 = \frac{0.21}{A}$ , где  $A = S_{\kappa}/S_{o}$  – коэффициент формы куска шихты;  $S_{\kappa}$  и  $S_{o}$  – площади поверхности куска шихты и равновеликого по объему шара.

В работе [210] приведена таблица, в которой представлены расчетные значения коэффициента *A* для фрагментов шихты различной формы по методике работы [211]. Масса элемента шихты определена из соотношения  $M_{\rm r} = \frac{\pi}{6} \bar{d}_{\rm m}^3 \rho_4 = 3,61 \cdot 10^3 \bar{d}_{\rm m}^3$ , кг, где  $\rho_4$  – плотность элемента шихты. Для всех значений *A* средние размеры кусков шихты  $\bar{d}_{\rm m}$  приведены к эквивалентному диаметру шара.

Для *A* > 1,329 максимальный линейный размер элемента шихты не должен превышать половины внутреннего диаметра низкошахтной печи.

Обычная шихта для выплавки чугунов марок СЧ20 и выше имеет следующий состав, представленный в таблице 2.4.

Шихтовые материалы	Содержание в шихте, %	A	
Чугуны чушковые	20	1,329	
Лом чугунный и возврат	30	1.500	
собственного производства		1,000	
Лом стальной кусковый	50	1 500	
или пакетированный	50	1,300	

Таблица 2.4 – Состав шихтовых материалов

Среднее значение для коэффициента формы составило 1,466.

Рассчитанные по формуле  $\bar{d}_{\mu} = \frac{0.21}{\bar{A}}\sqrt{D} = 0.143\sqrt{D}$  значения среднего размера элемента шихты для низкошахтных печей различного диаметра приведены ниже в таблице 2.5.

<i>D</i> , м	0,2	0,3	0,4	0,5	0,7
$\overline{d}_{\scriptscriptstyle  m I\!I}$ , м	0,064	0,078	0,090	0,100	0,120
<i>D</i> , м	1,1	1,3	1,5	1,7	2,1
$\overline{d}_{\scriptscriptstyle \mathrm{III}}$ , м	0,150	0,163	0,175	0,186	0,207

Таблица 2.5 – Средний размер элемента шихты

Рассмотрим выполнение условий подобия для низкошахтных печей с различным значением внутреннего диаметра. Практика эксплуатации исследовательских низкошахтных печей с внутренними диаметрами D=155 мм [144], D=200 мм [20], D=250 мм [124] и производственного типа (начиная с D=500 мм) показывает, что основные выходные параметры – температура выпускаемого чугуна  $T''_{M}$ , удельная производительность  $P_{HII}$ , кг/(м<sup>2</sup>·с), остаются неизменными и не зависят от величины D.

Анализ проведенных расчетов позволил сделать следующее заключение. Геометрическое подобие выполняется четким соотношением между высотными параметрами печи и ее внутренним диаметром:  $H_{\rm n} = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm re} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm ng} = 3,18\sqrt{D}$ . Критерий Рейнольдса в области топливной насадки и в зоне подогрева шихты в низкошахтных печах любого диаметра находится в области чисел  $10^4 \le$ Re ≤ 10<sup>5</sup>. Сопротивление слоя шихты при таких числах Re не зависит от данного критерия и находится в автомодельной области [20, 211, 212]. Движение газовых потоков в области фурм потенциальное [163, 213] вне зависимости от диаметра печи. Слой кокса в области фурм неподвижен без образования зон циркуляции. Физические параметры дутья и газов в шахте печи любого диаметра (плотность, вязкость, теплопроводность и теплоемкость) постоянны, так как для плавки применяется твердое топливо (кокс, антрацит, тощие угли) одинакового состава, состав дутья идентичен, что ведет к выполнению условия Pr = idem. Средний размер кусков кокса в топливной насадке подчиняется закономерности  $\overline{d}_{\kappa} = 0,081\sqrt{D}$ , м, что обеспечивает постоянство температурных условий в период плавки для всех низкошахтных печей, включая исследовательские печи и печи промышленного ряда. Постоянство основного критерия теплообмена в противотоке  $\alpha_F F/W_r$  = idem и симплекса  $W_{\rm r}/W_{\rm m}$  = idem для исследовательских и промышленных низкошахтных печей обеспечивается зависимостью среднего размера фрагмента шихты  $\bar{d}_{\rm m} = 0.143\sqrt{D}$ . Постоянство температуры перегрева капель жидкого чугуна в топливной насадке низкошахтных печей различного внутреннего диаметра гарантируется зависимостью высоты кислородной зоны  $z_{\kappa,3}$  от среднего размера куска топлива  $\overline{d}_{\kappa}$ , а следовательно,

и от диаметра печи. Удельная производительность низкошахтной печи не зависит от ее диаметра, а определяется удельной подачей дутья  $q_0 = 1,9-2,2$ ,  $m^3/(m^2 \cdot c)$ , содержанием кислорода в дутье  $O_2^0$ , %, расходом кокса k, %, содержанием углерода в топливе C, %, составом отходящих газов по CO<sub>2</sub> и по CO %.

Температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты не зависит от диаметра печи при условии выполнения основных соотношений между геометрическими параметрами печи, размерами кусков кокса и шихты:  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{TH} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_k = 0,081\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_m = 0,143\sqrt{D}$ . Представленные соотношения вытекают из главных требований (теорем) теории подобия и натурного моделирования.

### 2.2 Физико-механические параметры столба шихты при замене кокса, используемого в качестве топлива, на антрацит и тощие угли

При замене кокса, используемого в качестве топлива при плавке в низкошахтной печи, на антрацит и тощие угли необходимо решить проблему стойкости топливной насадки под влиянием давления вышележащих слоев шихты, что приводит к решению задачи анализа сил, действующих на столб шихты в период плавки.

За основу анализа возьмем выражение для активного веса столба шихты  $(\Delta F)$ , действующего на топливную насадку:

$$\Delta F = F_{\rm m} - F_{\rm Tp} - \Delta F_{\rm r} + F_{\rm \kappa}, \qquad (2.18)$$

где  $F_{\rm m}$  – полный вес столба шихты на уровне топливной насадки, H;  $F_{\rm rp}$  – сила трения шихты о стенки шахты, H;  $\Delta F_{\rm r}$  – сила подъема шихты за счет падения давления газового потока, H;  $F_{\rm k}$  – сила всплывания кокса в горне печи за счет разности плотностей жидкого металла и кусков топлива, H.

Рассмотрим каждую составляющую уравнения (2.18). Так, величину  $F_{\rm m}$  найдем из соотношения

$$F_{\rm m} = \sigma_1 S_{\rm n} = \rho_{\rm m} g (H_{\rm n} - H_{\rm TH}) \pi D^2 / 4, \, \kappa \Gamma \cdot {\rm M/c^2}$$

$$(2.19)$$

где  $\sigma_1 = \overline{\rho}_{\rm m}g(H_{\rm n} - H_{\rm TH})$  – вертикальное давление шихты на топливную насадку, H/M<sup>2</sup>;  $\overline{\rho}_{\rm m}$  – насыпная плотность шихты, кг/M<sup>3</sup>;  $H_{\rm n}$  и  $H_{\rm TH}$  – полезная высота печи и высота топливной насадки, м;  $S_{\rm n}$  – площадь горизонтального сечения печи, M<sup>2</sup>; g = 9,81– гравитационное ускорение, м/c<sup>2</sup>; D– диаметр шахты печи, м.

Силу трения шихты о стенки шахты определим из выражения

$$F_{\rm Tp} = \sigma_2 S_6 = [0.5 \overline{\rho}_{\rm III} g (H_{\rm II} - H_{\rm TH}) (H_{\rm II} - H_{\rm TH}) \pi Dn], \qquad (2.20)$$

в котором  $\sigma_2 = 0.5 \overline{\rho}_{\rm m} g (H_{\rm n} - H_{\rm TH}) n$  – среднее боковое давление на стенку шахты, H/м<sup>2</sup>; n – условный коэффициент бокового давления;  $S_6 = (H_{\rm n} - H_{\rm TH}) \pi D$  – боковая поверхность шахты, м<sup>2</sup>.

Величину  $\Delta F_{r}$  находим из уравнения

$$\Delta F_{\rm r} = \left(\Delta p_{\rm rm} + \Delta p_{\rm rm}\right) S_{\rm m}, \qquad (2.21)$$

где  $\Delta p_{\text{гш}}$  – падение давления газового потока в слое шихты высотой  $(H_{\text{п}} - H_{\text{тн}})$ ,  $H/\text{M}^2$ ;  $\Delta p_{\text{г_{тн}}}$  – падение давления газового потока в слое топлива высотой  $H_{\text{тн}}$ ,  $H/\text{M}^2$ .

Параметры  $\Delta p_{rm}$  и  $\Delta p_{rm}$  рассчитываются по формулам, приведенным в работе [20].

На высоте топливной насадки сила ( $\Delta F_{r_{TH}} = \Delta p_{r_{TH}} S_n$ ) сопротивления слоя топлива газовому потоку прижимает топливную насадку к нижней поверхности слоя шихты, т.е. увеличивает силу давления шихты на слой топливной насадки. Сила  $\Delta F_{r_{HH}} = \Delta p_{r_{HH}} S_n$ , наоборот, уменьшает силу давления шихты на слой топливной насадки.

Сила  $F_{\kappa}$  рассчитывается по формуле

$$F_{\rm K} = (\rho_{\rm M} - \rho_{\rm T})gH_{\rm T}(1 - \varepsilon_{\rm T})S_{\rm T}, \qquad (2.22)$$

где  $\rho_{\rm M}$  и  $\rho_{\rm T}$  – плотности жидкого чугуна и куска топлива, кг/м<sup>3</sup>;  $\varepsilon_{\rm T}$  – порозность слоя топлива;  $H_{\rm T}$  – высота горна, м.

Оценочные расчеты показывают [214], что параметры  $\Delta F_{\rm r}$  и  $F_{\rm k}$  практически компенсируют друг друга и в первом приближении ими можно пренебречь в выражении (2.18), тогда

$$\Delta F = F_{\rm m} - F_{\rm rp} = \overline{\rho}_{\rm m} g H \frac{\pi D^2}{4} - \frac{1}{2} \overline{\rho}_{\rm m} g H_{\rm n} H \pi D = \frac{\pi}{2} \overline{\rho}_{\rm m} g H D \left(\frac{D}{2} - nH\right); \qquad (2.23)$$

здесь  $\overline{\rho}_{\text{m}}$  – средняя плотность шихты;  $H = H_{\text{n}} - H_{\text{тн}}$ .

В производственных условиях часто возникают ситуации, когда часть топливной насадки выгорает, а шихта не опускается вниз, между верхней поверхностью топливной насадки и низом слоя шихты образуется просвет. Это означает, что в выражении (2.23) параметр  $\Delta F$  равен нулю, что позволяет из данного выражения определить критическое значение коэффициента *n* бокового давления:

$$\frac{D}{2} - nH = 0, \ n = \frac{D}{2(H_{\rm II} - H_{\rm TH})}.$$
(2.24)

Для низкошахтных печей  $H_{\pi} = 4,345\sqrt{D}$ ,  $H_{\pi H} = 1,165\sqrt{D}$  [20]. После подставки последних соотношений в выражение (2.24) получим

$$n = \frac{\sqrt{D}}{6,36} = 0.157\sqrt{D} . \tag{2.25}$$

Коэффициент бокового давления для шероховатых стенок шахты определяется по формуле [214]

$$n = \left[1 + 2f^{2} + \sqrt{1 + f^{2}} \left(\sqrt{f^{2} - f_{0}} - f\right)\right]^{-1}, \qquad (2.26)$$

в которой  $f_0$  – коэффициент трения шихты о стенки шахты печи;  $f = tg\phi$  – коэффициент внутреннего трения шихты;  $\phi$  – угол внутреннего трения.

Значение угла внутреннего трения крупных частиц неправильной формы представляется в виде суммы [215]

$$\varphi = \varphi_{\rm T} + \varphi_{\rm s} + \varphi_{\rm c} \,, \tag{2.27}$$

где  $\phi_{T}$  – угол трения частиц друг о друга при их скольжении;  $\phi_{3}$  – угол зацепления – сопротивления, оказываемого частицами при их выходе из положения равновесия;  $\phi_{c}$  – угол сопротивления срезу частиц и их раздроблению.

Угол  $\phi_{\tau}$  зависит от шероховатости частиц,  $\phi_{3}$  – от формы и размера куска шихты, порозности  $\varepsilon$  слоя,  $\phi_{c}$  – от прочности материала частиц на срез.

Угол внутреннего трения изменяется в широких пределах:  $30^{\circ} \leq \varphi \leq 75^{\circ}$ [215], что соответствует изменению коэффициента внутреннего трения в пределах  $0,577 \leq f_0 \leq 3,722$ . Меньшие значения  $f_0$  соответствуют мелким кускам с формой, близкой к шарообразной, с большой порозностью слоя ( $\varepsilon \geq 0,5$ ). Большие значения  $f_0$  соответствуют крупным кускам шихты произвольной неправильной (в классическом смысле) формы с порозностью слоя  $\varepsilon \leq 0,3$ , т.е. с плотной упаковкой.

Как правило, для шероховатых стенок  $f_0 = 0,267$  [214, 215], что соответствует углу  $\varphi_0 = 15^\circ$ . Расчет по уравнению (2.26) дает значения *n*, лежащих в пределах  $0,775 \le n \le 0,035$ . Следует отметить, что с ростом угла  $\varphi$  растет и угол  $\varphi_0$ , но предельное значение угла трения  $\varphi_0$  стремится к 30°, что дает  $f_0 = 0,577$  и соответствует минимальному значению n = 0,035.

Шихта в печах подвисает за счет расклинивающего действия мостов из кусков шихты, когда размер ее составляющих не соответствует диаметру печи. При расклинивании резко повышается коэффициент бокового давления до n = 1. В этом случае давления верхних слоев шихты недостаточно для разрушения распорного моста, стенка шахты не гладкая, а имеет значительную шероховатость с коэффициентом трения пары шихта – стенка, лежащих в интервале  $0,267 \le f_0 \le 0,577$ .

Так как коэффициент *n* по выражению (2.26) в основном определяется коэффициентом *f* внутреннего трения шихты, т.е. размером ее кусков и их формой, то соотношение (2.25) также передает взаимосвязь между средним размером кусков шихты ( $\overline{d}$ ), коэффициентом его формы (*A*) и диаметром низкошахтной печи (*D*):

$$\overline{d}A = k\sqrt{D},\tag{2.28}$$

где  $A = S_T / S_0$  (здесь  $S_T$  и  $S_0$  – поверхность куска шихты и поверхность эквивалентного шара, имеющего объем, равный объему куска шихты); k – коэффициент пропорциональности.

Для шара имеем A = 1. Чем значительней поверхность куска отличается от поверхности эквивалентного шара, тем выше величина A. Практика плавки в низкошахтной печи показывает, чтобы избежать «зависания» шихты, между параметрами  $\overline{d}$  и A должна соблюдаться гиперболическая зависимость типа (2.28) при D = const. С увеличением размера  $\overline{d}$  форма куска должна приближаться к шарообразной, т.е.  $A \rightarrow 1$  и наоборот.

Коэффициент *k* в уравнении (2.28) можно определить для условий плавки на эталонной низкошахтной печи с эталонной шихтой. В качестве последней нужно выбрать шихту из стандартного чушкового чугуна со следующими параметрами одной чушки: масса  $M_{\rm r} = 16$  кг, размер 550×90×50 мм, площадь поверхности  $S_{\rm r} = 0,116$  м<sup>2</sup>, насыпная масса слоя  $\bar{\rho}_{\rm r} = 2300$  кг/м<sup>3</sup>, порозность слоя  $\varepsilon = 0,67$  [20]. Расчет коэффициента формы такой чушки:

$$A = \frac{S_{\rm T}}{S_0} = 1,329 \; ; \; S_0 = \pi^{1/3} \left( 6 \frac{M_{\rm T}}{\rho_{\rm q}} \right)^{2/3} = 0,0865 \; {\rm M}^2; \; \overline{d} = \left[ 6 \frac{M_{\rm T}}{\pi \rho_{\rm q}} \right]^{1/3} = 0,166 \; {\rm M}; \; \overline{d}A = 0,2206 \; {\rm M};$$

здесь  $\rho_{\rm q} = 6.9 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> – плотность чугуна.

Технологически устойчивая плавка на шихте с такими показателями, как показывает производственная практика, возможна на низкошахтной печи с мини-

мальным диаметром в свету D = 1,1 м (D = 2l = 2.550 = 1100 мм). После подстановки приведенных выше параметров в уравнение (2.28) определяем k = 0,21, тогда

$$\overline{d} = \frac{0.21}{A}\sqrt{D} \ . \tag{2.29}$$

В таблице 2.6 приведены расчетные значения параметров  $\overline{d}$  и  $M_{\rm T}$ , где масса элемента шихты рассчитывалась из соотношения  $M_{\rm T} = \frac{\pi}{6} \overline{d}^3 \rho_{\rm q} = 3,61 \cdot 10^3 \cdot \overline{d}^3$  кг.

Таблица 2.6 – Значение параметров  $\overline{d}$ ,  $M_{T}$  и A для низкошахтных печей нормального ряда

Параметт		Знач	ения пар	Форма элемента				
Парамстр		0,9	1,1	1,3	1,5	1,7	2,1	ШИХТЫ
$A = 1,00 \qquad \frac{\overline{d}, \text{ M}}{M_{\text{T}}, \text{ K}\Gamma}$		0,20	0,22	0,24	0,26	0,275	0,304	IIIan
		29,0	38,4	50,0	61,0	74,0	101,0	шар
4 - 1.24	$\overline{d}$ ,м	0,160	0,177	0,193	0,207	0,220	0,245	Куб,
71-1,24	$M_{_{ m T}}$ , кг	16,0	21,0	27,5	32,0	38,4	53,2	бой изложниц
A = 1,329	$\overline{d}$ , м	0,150	0,166	0,180	0,194	0,206	0,230	Стандартная
	$M_{_{ m T}}$ , кг	12,1	16,0	21,0	26,4	31,5	44,0	чушка
A = 1.50	$\overline{d}$ , м	0,133	0,147	0,160	0,170	0,182	0,203	Скрап,
A=1,50	$M_{_{ m T}}$ , кг	8,5	11,5	14,8	17,7	21,8	30,0	литники, лом
A - 2.00	$\overline{d}$ , м	0,10	0,11	0,12	0,13	0,137	0,15	Решетки, изделия
<i>A</i> = 2,00	$M_{_{ m T}}$ , КГ	3,6	4,8	6,2	7,9	9,3	12,2	коробчатой формы

Для всех значений A средние размеры кусков шихты  $\overline{d}$  приведены к эквивалентному диаметру шара. Для A > 1,329 максимальный линейный размер l элемента шихты не должен превышать половины внутреннего диаметра низкошахтной печи, т.е. l < 0,5D.

При плавке в низкошахтной печи стандартной высоты при замене кокса, используемого в качестве топлива, на антрацит или тощие угли встает вопрос о стойкости углей под давлением металлической шихты. Существующие низкошахтные печи имеют четкое соотношение между высотой  $H_{\rm n}$  и внутренним диаметром *D* печи [20]:  $H_{\rm n} = (4,2 \div 4,345)\sqrt{D}$ . Куски металлической шихты, обычно применяемой для выплавки чугуна, имеют большие размеры:  $\overline{d} > 0,1$  м. Шихта состоит из чушкового чугуна, боя изложниц, стального и чугунного лома, она разнородна по размеру и форме кусков. Как правило, для такой шихты коэффициент формы куска A > 1,4. Для засыпок, состоящих из таких частиц, угол внутреннего трения в основном определяется их зацеплением и достигает максимальных значений  $\varphi = 70 \div 72^{\circ}$ , что соответствует коэффициенту внутреннего трения  $f = tg\varphi = 2,74 \div 3,08$  [215]. Шихта в шахте печи при таком значении f движется практически как единое твердое тело по стержневому типу. Угол трения шихты о стенки шахты при таком движении равен  $\varphi_0 = 30^{\circ}$ , коэффициент трения  $f_0 = tg\varphi_0 = 0,577$ . Коэффициент бокового давления, рассчитанный по формуле (2.26), дает значения  $n = 0,05 \div 0,063$ .

Для неподготовленной шихты с размером кусков  $\overline{d} = 0,07 \div 0,08$  м угол внутреннего трения уменьшается до  $\varphi = 64 \div 65^{\circ}$ . Такой угол характерен для засыпки из остроугольных кусков горной породы с аналогичными значениями  $\overline{d}$  [215].

Расчет по формуле (2.26) при  $\varphi = 65^{\circ}$ , коэффициенте внутреннего трения f = 2,14, коэффициенте трения  $f_0 = 0,577$  дает значение n = 0,1. Следует подчеркнуть, что пределы изменения коэффициента n колеблются от нуля до единицы. При n = 0 шихта движется по стержневому типу и не оказывает давления на стенки шахты. При n = 1 шихта аналогична ньютоновской жидкости и оказывает одинаковое давление на боковую стенку шахты и на нижние горизонтальные слои. Для реальной шихты параметр n имеет значение в пределах  $0,05 \le n \le 0,1$ ; n = 0,05 соответствует обычной неподготовленной крупногабаритной шихте с  $A \ge 1,4$ ; n = 0,1

При использовании существующих низкошахтных печей в случае перехода с кокса на антрацит или тощие угли в качестве топлива внутренний диаметр и высота  $H_{\rm II}$  остаются неизменными. Для реализации такой замены предварительно необходимо оценить соотношение сил  $F_{\rm Tp}/F_{\rm III}$  в выражении (2.23).

В выражении (2.23) неизвестна величина  $\bar{\rho}_{\rm m}$ , которая будет различна для топливных насадок из кокса и угля; ее можно рассчитать в каждом конкретном случае, используя следующую методику. При среднем расходе кокса K = 14 % на 100 кг металлической шихты добавляется 14 кг топлива. Объем металла в слое шихты составит  $V_{\rm m} = \frac{100}{\rho_{\rm m}(1-\varepsilon_{\rm m})} = \frac{100}{6.9 \cdot 10^3 \cdot (1-0.6)} = 36.23 \cdot 10^{-3}$  м<sup>3</sup>, где  $\rho_{\rm m} = 6.9 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> –

 $\varepsilon_{\kappa} = 0,5 -$ порозность слоя кокса.

Среднюю насыпную плотность слоя металлической шихты и кокса определим как

$$\overline{\rho}_{\mathrm{M}} = \frac{\rho_{\mathrm{M}}(1-\varepsilon_{\mathrm{M}})V_{\mathrm{M}} + \rho_{\mathrm{K}}(1-\varepsilon_{\mathrm{T}})V_{\mathrm{K}}}{V_{\mathrm{M}} + V_{\mathrm{K}}} = 1,755 \cdot 10^{3} \text{ K}\Gamma/\text{M}^{3}.$$

При среднем расходе антрацита A = 18 % и плотности угля  $\rho_y = 1,2 \cdot 10^3 \text{ кг/m}^3$  расчет по вышеприведенной методике дает значение средней насыпной плотности шихты (металл + уголь)  $\bar{\rho}_{\mu} = 1,837 \cdot 10^3 \text{ кг/m}^3$ .

Преобразуем выражение (2.23) с учетом того, что  $g = 9,81 \text{ м/c}^2$ ,  $H = H_{\Pi} - H_{\Pi} = 4,345\sqrt{D} - 1,165\sqrt{D} = 3,18\sqrt{D}$  [20]. В результате имеем

$$\Delta F = 97,95\overline{\rho}_{\rm m} \cdot D^{3/2} \left( 0,25D - 1,59D^{1/2}n \right).$$

Для действующих низкошахтных печей при D = 1,0 м,  $\bar{\rho}_{\rm m} = 1,755 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>, n = 0,05 (плавка на коксе) получаем  $\Delta F_{\kappa} = 29,31 \cdot 10^3$  Н. Для хорошо подготовленной шихты (плавка на угле) при D = 1,0 м,  $\bar{\rho}_{\rm m} = 1,837 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>, n = 0,1 получаем  $\Delta F_{\rm v} = 16,37 \cdot 10^3$  Н.

Отношение  $\Delta F_y / \Delta F_\kappa = 0,558$ , т.е. нагрузка на топливную насадку при плавке на антраците или тощем угле с хорошо подготовленной шихтой уменьшается практически наполовину для печей с D = 1,0 м и  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ .

При определении полезной высоты печи для плавки на неподготовленной шихте с  $\overline{d} > 0,1$  м, A > 1,4, n = 0,05 при переходе с кокса, используемого в качестве топлива, на антрацит или тощие угли возникают проблемы следующего порядка. Топливо крошится, истирается в процессе опускания по шахте и при горении, поэтому дутье необходимо подогревать до 400 ÷ 500 °C, так как с подогревом ду-

тья скорость газификации мелких частиц угля резко возрастает [114] за счет интенсификации реакции 2C +  $O_2 = 2CO + Q$ , и они сгорают в верхних горизонтах топливной насадки.

Оставшиеся крупные куски топлива за счет меньшей удельной поверхности реагирования образуют каркас топливной насадки, который держит давление верхних слоев шихты. Так как топливная насадка при использовании в качестве топлива антрацита (тощих углей) просаживается за счет измельчения и разрушения части кусков топлива, то расход топлива необходимо увеличить на 25 – 30 % по отношению к расходу при плавке на коксе, что составит 17 – 19 % от металлозавалки.

Так, если плавка на коксе ведется при расходе топлива 14 %, то при переходе на антрацит расход топлива составит 17,5 – 18,2 %. Топливная насадка останется на прежнем уровне, что обеспечит более высокую температуру выпускаемого чугуна с более высокими механическими свойствами за счет более высокой теплотворной способности антрацита (или тощих углей), их меньшей зольности и меньшего содержания серы. Топливная насадка при использовании угля более плотная, трудно продуваемая, поэтому давление дутья нужно увеличить в 1,1 – 1,15 раза в сравнении с плавкой на коксе.

Данные аналитических расчетов геометрических и физико-механических параметров столба загружаемых в печь материалов позволяют предварительно по размеру и форме кусков шихты спрогнозировать ход плавки в низкошахтной печи. При замене используемого в качестве топлива кокса на угли (антрацит, тощие угли) на действующих низкошахтных печах ( $H_n = 4,345\sqrt{D}$ ) для увеличения силы трения шихты о стенки шахты необходимо тщательно подготавливать шихту до получения минимальных размеров кусков  $\overline{d} = 0,07 - 0,08$  м, что резко снижает угол зацепления, а следовательно угол внутреннего трения, и увеличивает коэффициент бокового давления на стенки шахты. При переходе от кокса к использованию в качестве топлива антрацита или тощих углей на неподготовленной шихте высота печи уменьшается и составляет  $H_n = 3,249\sqrt{D}$  вместо  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ .

Для оценки сил давления стоба шихты на топливную насадку для печей различного диаметра при использовании в качестве топлива кокса, смеси кокса с ан-

71

трацитом и антрацита проведена серия многовариантных расчетов по соотношениям, представленным выше. На рисунке 2.1 представлены результаты расчетов.



в

Рисунок 2.1 – Зависимость силы давления шихты на топливную насадку от диаметра шахты печи и коэффициента бокового давления при работе печи на коксе (*a*), смеси кокса и антрацита (60/40%) (*б*) и антраците (*в*)

Анализ данных, представленных на рисунке 2.1 показывает, что для всех вариантов отопления печи увеличение диаметра приводит к росту силы давления,
который вызван в первую очередь увеличением высоты столба шихты, а повышение коэффициента бокового давления т.е. повышение качества подготовки шихты приводит к некоторому снижению силы давления. В частности, увеличение n с 0,035 до 0,1 при работе печей с диаметром шахты 0,5 – 2,65 м на коксе приводит к росту силы давления в 2,3 – 1,4 раза, на смеси кокса с антрацитом 2 – 1,4 раза, а на антраците 1,4 – 1,1 раза соответственно. При работе печи на коксе силы давления на топливную насадку почти в 2 раза выше, чем при работе печи на антраците для всех исследованных диаметров.

# 2.3 Геометрические параметры низкошахтных печей, определенные по критериям конвективного теплообмена

При проектировании низкошахтных печей, выходящих по размерам за пределы нормального ряда, приходится использовать рекомендуемые зависимости [203, 225], которые не всегда теоретически подтверждены. С целью реального проектирования необходимо произвести теоретическое обоснование известной эмпирической зависимости между высотой и внутренним диаметром печи [203].

Химические реакции, обеспечивающие получение металла с необходимыми свойствами протекают при определенных температурных режимах. При постоянном давлении в плавильной печи температура процесса отклоняется от оптимальных значений на  $\pm (1...2)\%$ .

Как было отмечено выше, геометрические размеры шахтных печей значительно разнятся [203, 146]. Так, у низкошахтных печей внутренний диаметр шахты  $D_1 = 0.5...2,1$  м, полезная высота  $H_{\Pi} = 3,0...6,5$  м; у доменных печей диаметр горна  $D_{\Gamma} = 7,2...15,1$  м, полезная высота печи  $H_{\Pi} = 26,0...34,8$  м. Хотя геометрические размеры плавильных печей одного ряда изменяются значительно, температурные условия в период плавки должны оставаться постоянными. Для шахтных печей используют степенную зависимость вида [203, 225]

$$H = A_0 D^n \quad , \tag{2.30}$$

где  $A_0$  – постоянная для данного типа печи; n = 0,5...0,6 – показатель степени.

Н.Г. Гиршович высоту низкошахтной печи рекомендует рассчитывать по формуле

$$H = 4,25D^{0.5}.$$
 (2.31)

 $\langle \mathbf{a} \rangle$ 

(222)

 $(\mathbf{a}, \mathbf{a}, \mathbf{a})$ 

Для доменных печей Н.А. Рамм [225] предлагает эмпирическую зависимость

$$H = 6,44V_{\text{пол}}^{0,22} = 6,44(\kappa HD_{\text{p}}^{2})^{0,22}, \qquad (2.32)$$

где  $V_{\text{пол}}$  – полезный объем печи;  $D_{\text{p}}$  – диаметр распара;  $\kappa = 0.52 - 0.54$  – коэффициент, учитывающий отклонение профиля доменной печи от цилиндрического.

Преобразуя выражение (2.32), получаем зависимость

$$H = (9,1-9,3)D_{\rm p}^{0.564} \,. \tag{2.33}$$

В таблицах 2.7 и 2.8 приведены основные профильные размеры низкошахтных и доменных печей [249, 295].

По Н.А. Рамму высоту горна рассчитывают по формуле

$$H_{\rm r} = 1,165\sqrt{D_{\rm r}}$$
 (2.34)

Таблица 2.7 – Геометрические размеры низкошахтных печей открытого типа нормального ряда [203]

<i>D</i> , м	0,5	0,7	0,9	1,1	1,3	1,7	1,9	2,1
<i>Н</i> <sub>п</sub> , м	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	6,0	6,25	6,5
$\frac{H_{\pi}}{\sqrt{D}} = A$	4,27	4,2	4,24	4,3	4,32	4,6	4,33	4,5
Примечание: среднее зачение А=4,345.								

Для обоснования зависимостей (2.31) и (2.33) рассмотрим условия теплообмена в продуваемом движущемся слое [250] и в шахтных печах [108]. Исследователи отмечают низкие значения коэффициента теплообмена в движущемся слое по сравнению с неподвижным. Последнее связано с особенностями аэродинамики и механики движения слоя, а также с уменьшением эффективности в плохо продуваемых участках и в зоне завершенного теплообмена [ $\Delta t = (t_r - t_r) \rightarrow 0$ ], где  $t_r$  и  $t_r$  – температура твердой шихты и газа. По данным Б.И. Китаева и др., в шахтных печах коэффициент теплообмена в 3 – 10 раз меньше расчетной величины.

$D_{ m r}$ , м	7,2	8,2	8,6	9,1	9,75	10,5	11,0	11,6	12,0	14,7	15,1
<i>Н</i> <sub>п</sub> , м	26,0	27,3	28,0	28,5	29,4	30,2	31,2	32,2	32,79	33,5	34,8
$\frac{H_{\pi}}{\sqrt{D_{r}}} = A$	9,65	9,5	9,5	9,45	9,40	9,38	9,45	9,5	9,6	8,9	8,95
$H_{ m r}$ , м	3,2	3,2	3,2	3,2	3,6	3,8	3,9	3,9	3,9	4,4	5,7
$\frac{H_{\rm r}}{\sqrt{D_{\rm r}}} = A$	1,14	1,12	1,09	1,06	1,16	1,17	1,17	1,15	1,14	1,15	1,47
<i>D</i> <sub>р</sub> , м	8,2	9,3	9,6	10,2	10,9	11,7	12,3	12,8	13,10	16,1	16,5
$\frac{H_{\scriptscriptstyle \rm II}}{D_{\scriptscriptstyle \rm p}^{0.565}}$	8,4	7,85	7,76	7,75	7,70	7,55	7,75	7,50	7,65	7,0	6,85
Примечание: $H_{ m r}$ – высота горна; $D_{ m r}$ и $D_{ m p}$ – диаметры горна и распара.											

Таблица 2.8 – Основные размеры профилей доменных печей [146, 249]

На основе обработки результатов лабораторных и полупромышленных исследований на шахтных печах получена зависимость [251]:

$$Nu_{cn} = M \operatorname{Re}_{cn}^{0.59} \operatorname{Pr}^{0.33}, \qquad (2.35)$$

где Nu<sub>en</sub> =  $\alpha_{en}D/\lambda_{en}$  – число подобия Нуссельта;  $\alpha_{en}$  и  $\lambda_{en}$  = 13 $\lambda$ ln[(0,74 – 0,31 $\beta$ )/(0,74 –  $\beta$ )] – коэффициенты теплообмена и теплопроводности слоя (здесь  $\lambda$  – теплопроводность газового теплоносителя;  $\beta$  = 1- $\epsilon$  – относительная доля твердой фазы;  $\epsilon$  – порозность слоя); Re<sub>en</sub> =  $v_{en}D/v$  – число подобия Рейнольдса;  $v_{en}$  – скорость движения слоя; D – диаметр канала или шахтной печи; v – коэффициент кинематической вязкости газового теплоносителя; Pr = v/a – число подобия Прандтля; a – коэффициент температуропроводности газа; M – коэффициент пропорциональности, зависящий от температуры (150...1500 °C) и отношения теплоемкостей потоков.

Подставляя в зависимость (2.35) значения чисел подобия Nu<sub>сл</sub>, Re<sub>сл</sub>, Pr, получаем зависимость коэффициента теплообмена α от диаметра канала или печи в виде

$$\alpha = AD^{-0.41}, \tag{2.36}$$

где  $A = \lambda (\frac{v_{c\pi}}{v})^{0.59} (\frac{v}{a})^{0.33}$ .

Продолжая обоснование зависимости (2.30), приведем экспериментальные данные для теплообмена между газом и зернистым слоем в каналах циклического сечения, которые описываются критериальным уравнением (2.37)

Nu = 2,35
$$(\frac{\Pr D_{\kappa}}{L_{k}})^{0.4}$$
, (2.37)

 $(\mathbf{a}, \mathbf{a})$ 

где  $\Pr = \frac{\nu}{a}$ ,  $\operatorname{Nu} = \frac{\alpha D_{\kappa}}{\lambda_{c\pi}}$ ,  $D_{\kappa}$ ,  $L_{k}$  – диаметр и длина канала.

После подстановки критериев Nu и Pe в (2.35) имеем

$$\alpha = A_1 D_r^{-0.6}, \qquad (2.38)$$

где  $A_{\rm l} = 2,35\lambda(\frac{v}{aL_{\rm k}})^{0,4}, \ L_{\rm k} = const$ .

В шахтных печах шихта в зоне нагрева и жидкие капли чугуна в зоне перегрева вступают в теплообмен с газовым потоком в условиях противотока. Теплообмен описывается выражением

$$T_{\rm Me}^{''} = T_{\rm Me}^{'} + (T_{\rm r}^{'} - T_{\rm Me}^{'}) \frac{W_{\rm r}}{W_{\rm Me}} z , \qquad (2.39)$$

$$z = \frac{1 - \exp\left[-(1 - \frac{W_{\rm r}}{W_{\rm Me}})(\alpha_{\rm F}F/W_{\rm r}\right]}{1 - (W_{\rm r}/W_{\rm Me})\exp\left[-(1 - W_{\rm r}/W_{\rm Me})(\alpha_{\rm F}F/W_{\rm r}\right]},$$
(2.40)

где  $T_{Me}^{"}$  – температура шихты или жидких капель чугуна на выходе из зоны подогрева или из зоны перегрева;  $T_{Me}^{'}$  – температура шихты и жидких капель чугуна на входе в соответствующие зоны;  $W_r = c_r v_r$  – удельная теплоемкость потока газа, Вт/( $M^2$ K);  $W_{Me} = \rho_{Me} c_{Me} v_{Me}$  – удельная теплоемкость потока шихты или жидкого металла в зоне перегрева, Вт/( $M^2$ K);  $c_r$ ,  $c_{Me}$  - теплоемкости газа, шихты или жидкого металла; ρ<sub>ме</sub> – насыпная плотность шихты или жидкого металла; α<sub>F</sub> = α – коэффициент теплообмена; F – площадь теплообмена.

Температура газа на выходе из зоны нагрева и перегрева равна

$$T_{r}^{"} = (T_{r}^{'} - T_{we}^{'}) \cdot z, \qquad (2.41)$$

где  $T_{r}$  - температура газа на входе в зоны нагрева и перегрева.

Отношение удельных теплоемкостей потоков  $W_{_{\rm F}}/W_{_{\rm Me}}$  не зависит от диаметра печи. Скорость схода шихты определяется из отношения

$$v_{\rm m} = \frac{P_{\rm B}}{\rho_{\rm m}} = \frac{53,7g_0 O_2^0 \cdot A/\kappa c}{\rho_{\rm me} + (\kappa/100)\rho_{\kappa} + (u/100)\rho_u},$$
(2.42)

где к и u – расход кокса и известняка к металлозавалке, %;  $\rho_{Me}$ ,  $\rho_{\kappa}$ ,  $\rho_{u}$  – насыпная плотность компонентов шихты;  $A = \frac{CO_2 + CO}{CO_2 + 0,5CO}$ ;  $g_0 = (1,9-2,1), M^3 / (M^2 \cdot c)$  – расход дутья на  $M^2$  площади сечения пустой печи.

Скорость жидких капель чугуна по кускам кокса (топлива)  $v_{\pi} = 0,5$  м/с [124] также не зависит от диаметра печи. От диаметра печи не зависят такие параметры, как  $c_{Me}$ ,  $c_r$  и  $v_r = g_0 \overline{T}_r / 273$  (здесь  $\overline{T}_r$  – средняя температура газа в зоне нагрева или перегрева), от него зависит только безразмерный критерий  $\alpha_F F / W_r$ , входящий в выражение для определения температуры  $T_{Me}^*$  и газа  $T_r^*$  на выходе из зон нагрева и перегрева. Так как  $W_r = \text{const}$  и не зависит от диаметра печи, рассмотрим функциональную зависимость комплекса  $\alpha_F F = f(D) = A_2 = \text{const}$ .

Полная площадь теплообмена *F* для зон нагрева и перегрева определяется выражением (2.16), в котром  $\varepsilon = 0,6$  – порозность слоя шихты в зоне нагрева;  $\varepsilon = (0,4-0,5)$  – порозность слоя кокса в зоне перегрева.

Для каждой из зон величина  $B = \frac{6(1-\varepsilon)}{\overline{d}_{Me}} = \text{const}$ .

Поэтому, используя зависимости (2.36 и 2.38), напишем

$$\alpha_{\rm F} F_{\rm Me} = A D^{-0.41} B H_{\rm m} = A_2; \qquad (2.43)$$

$$\alpha_{\rm F}F_{\rm Me} = A_1 D^{-0.6} B' H_{\rm TH} = A_2'.$$
(2.44)

(0, 17)

Из соотношений (2.43) и (2.44) следует

$$H = \frac{A_2}{AB} \cdot D^{0.59}; \ H = \frac{A_2}{A_1 B} \cdot D^{0.4}.$$
(2.45)

Взяв среднее значение показателя степени  $n = (0,59+0,4) \cdot 0,5 = 0,495$ , имеем зависимость, принятую для промышленных шахтных печей (2.31 и 2.33), которая установлена практикой эксплуатации таких агрегатов.

Коэффициент пропорционально *A*<sub>0</sub> определяется технологией (кинетикой) процесса. В низкошахтных печах идет процесс переплава шихты, в доменных печах – процесс восстановления железа из его оксидов.

Для плавки в низкошахтной печи высоту топливной насадки рекомендуется определять по эмпирической формуле [204]:

$$H_{\rm TH} = 0.45 + 0.7D \ . \tag{2.46}$$

Сравнение данных таблицы 2.9 показывает практически тождественные результаты вычислений по формулам (2.34) и (2.46). Так как формула Рамма (2.34) получила теоретическое обоснование, ей следует отдавать предпочтение при расчете  $H_{_{TH}}$  для плавки в низкошахтной печи.

Таблица 2.9 – Расчетные значения высоты топливной насадки для низкошахтной печи по формуле (2.46) и горна по формуле А.Н. Рамма (2.34)

Внутренний диаметр	0.50	0,90	1,10	1,35	1,70	2,10	2,65
печи D, м	0,50						
$H_{\rm th} = 0,45 + 0,7D$	0,80	1,08	1,22	1,395	1,64	1,98	2,30
$H_{\rm th} = 1,165D^{1/2}$	0,82	1,10	1,22	1,354	1,52	1,70	1,90

Известная эмпирическая зависимость между высотой и внутренним диаметром печи в виде закона квадратного корня теоретически обоснована с помощью теории подобия при рассмотрении конвективного теплообмена между теплоносителем и материалами шахты. Полученные теоретические зависимости могут быть рекомендованы для проектирования новых низкошахтных печей, выходящих по размерам за пределы нормального ряда как в меньшую, так и в большую сторону.

## 2.4 Обоснование высоты топливной насадки на основе анализа движения материалов в низкошахтной печи

Для определения высоты топливной насадки для ваграночной плавки рекомендуется эмпирическая формула (2.46) [204].

Между высотой шахтной печи (*H*) и ее диаметром (*D*) существует определенная эмпирическая зависимость (2.30), в которой A – коэффициент, для низкошахтных печей  $A = 4,2 \div 4,3$ , для доменных печей  $A = 8,9 \div 9,0$ ;  $n = 0,5 \div 0,575$ [203, 146].

Полезная высота (*H*<sub>п</sub>) шахтной печи (низкошахтной или доменной) в общем случае определяется так [249]:

$$H_{\rm II} = H_1 + H_2 + H_3 + H_4 + \Delta H, \tag{2.47}$$

где  $H_1$  – высота зоны подогрева шихты;  $H_2$  – высота зоны непрямого восстановления;  $H_3$  – средняя высота очага горения;  $H_4$  – высота горна;  $\Delta H$  – высота топливной насадки от уровня средней высоты очага горения.

Расчет высоты доменной печи по формуле (2.47) приведен в работе [249].

Для определения высоты низкошахтной печи (см. рисунок 2.2) эта формула преобразуется к виду:

$$H_{\rm HIT} = H_1 + H_3 + \Delta H. \tag{2.48}$$

Зона непрямого восстановления (параметр  $H_2$ ) в низкошахтной печи отсутствует.

Остальные параметры в формулах (2.47) и (2.48) имеют аналогичную для обеих печей физико-механическую и теплотехническую природу, поэтому теоретическое обоснование высоты топливной насадки для низкошахтной печи возможно только при совместном решении данной задачи и для доменных печей.

Величины  $H_1$ ,  $H_3$ ,  $H_4$  не зависят от диаметра печи. Высота зоны подогрева определяется теплообменом между газом и шихтой, не зависит от материала кусков шихты [106] и, исходя из экспериментальных данных, для печей различного объема постоянна и равна 4 м.

Материалы плавки не могут застаиваться в центре печи, они должны двигаться к очагу горения по наклонной поверхности коксовой насадки. Движение кусков шихты и топлива в связанной системе осуществляется по плоскостям, которые расположены под углом  $\phi^*$  (рисунок 2.2) к горизонту. Угол внутреннего трения  $\phi^*$  зависит от сил зацепления между кусками сыпучего материала или горных пород.



1 – фурма; 2 – очаг горения; 3 – конус топливной насадки; 4 – горн; 5 – шахта
 Рисунок 2.2 – Схема к расчету высоты топливной насадки в низкошахтной печи

Угол  $\phi^*$  для крупнокусковых засыпок, находящихся под давлением верхних пород, равен 60 ÷ 65° [215]. Для таких систем закон Кулона записывается в модифицированном виде:

$$\tau = \sigma \ tg\phi_0 + c_3, \tag{2.49}$$

где  $\tau$  – сдвигающее напряжение;  $\sigma$  – нормальное напряжение;  $c_3$  – сила зацепления;  $\phi_0$  – угол естественного откоса, для коксовых засыпок  $\phi_0 = 43 \div 45^{\circ}$  [106].

Запишем закон Кулона через угол внутреннего трения  $\phi^*$ :

$$\tau^* = \sigma \, tg \phi^*. \tag{2.50}$$

Учитывая, что  $\tau^* = \tau$ , будем иметь

$$tg\varphi^* = tg\varphi + \frac{c_3}{\sigma}.$$
 (2.51)

При сдвиге сыпучих сред они разрыхляются, куски материалов по плоскостям сдвига выходят из зацепления. Следовательно, к плоскости сдвига необходимо приложить нормальное к горизонтальной плоскости усилие, равное по величине, но противоположное по направлению силе тяжести столба шихтовых материалов, то есть  $c_3 = \sigma$ .

Тогда с учетом зависимости (2.51) получим:

$$tg \varphi^* = tg \varphi + \frac{c_3}{\sigma} = tg 45^\circ + 1 = 2; \ \varphi^* = 64^\circ.$$
 (2.52)

Использование выражения (2.52) в работе [249] позволило расчетным путем определить высоты доменных печей в зависимости от диаметра горна. Величина  $c_3$  в формуле (2.52) зависит от нормальной нагрузки о на плоскость сдвига. Низкошахтные печи имеют меньшую высоту  $H_{\rm HII}$ , чем доменные печи  $H_{\rm II}$ . Следовательно, и давление столба шихтовых материалов на топливную насадку в доменной печи больше, чем в низкошахтной печи.

Для доменной печи имеем

$$c_{\rm n} = \sigma = \frac{R_{\rm n}}{S_{\rm n}} = \frac{H_{\rm n} S_{\rm n} m_{\rm n} g}{S_{\rm n}},$$
 (2.53)

где  $R_{\Pi}$  – вес столба шихты на под печи,  $R_{\Pi} = H_{\Pi} S_{\Pi} m_{\Pi} g$ ;  $H_{\Pi}$  – полезная высота печи;  $S_{\Pi}$  – площадь пода печи; g – гравитационное ускорение;  $m_{\Pi}$  – насыпная масса шихты.

Для низкошахтной печи по сравнению с доменной печью сила зацепления  $c_{3.B}$  меньше, так как  $H_{\rm HII} < H_{\rm II}$ , и ее можно определить из соотношения:

$$c_{_{3.B}} = \frac{R_{_{\rm HI}}}{S_{_{\rm HI}}} = \frac{H_{_{\rm HI}}S_{_{\rm HI}}m_{_{\rm HI}}g}{S_{_{\rm HI}}} \,.$$
(2.54)

Из выражений (2.53) и (2.54) имеем

$$c_{_{3,B}} = c_{_{\Pi}} \cdot \frac{H_{_{\Pi\Pi}}m_{_{\Pi\Pi}}g}{H_{_{\Pi}}m_{_{\Pi}}g} \,.$$
(2.55)

где *H*<sub>нп</sub> и *H*<sub>п</sub> – полная высота низкошахтной и доменной печи.

Насыпные массы шихты для доменных и низкошахтных плавок приблизительно равны [106]:  $m_{\rm n} \approx m_{\rm hn}$ . Подставим соотношение (2.55) в (2.53), затем полученный результат – в выражение (2.52). В результате для плавки в низкошахтной печи имеем

82

$$tg\varphi_{_{\rm H\Pi}}^{*} = tg\varphi + \frac{c_{_{3.{\rm H\Pi}}}}{c_{_{\rm II}}} = tg45^{\circ} + \frac{H_{_{\rm H\Pi}} - H_{_{\Gamma.{\rm H\Pi}}}}{H_{_{\rm II}} - H_{_{\Gamma.{\rm III}}}},$$
(2.56)

где *H*<sub>г.нп</sub> и *H*<sub>г.п</sub> – высота горна низкошахтной и доменной печи.

В работах [146, 203, 249] показано, что высоты печей и горновой части связаны с диаметрами соотношением

$$H_{\rm HII} = 4,37\sqrt{D_{\rm HII}} ; H_{\rm r.II} = 1,16\sqrt{D_{\rm II}} ; H_{\rm II} = 9,0\sqrt{D_{\rm II}} .$$
 (2.57)

Подставляя в выражение (2.56) соотношения (2.57) и учитывая, что расчет давления столба шихтовых материалов на коксовую насадку в области очага горения ведется на единицу площади пода печи, то есть при  $S_{\Pi} = S_{\Pi\Pi}$  и, следовательно  $D_{\Pi} = D_{\Pi\Pi}$ , получаем:

$$\operatorname{tg} \varphi_{_{\mathrm{HII}}}^{*} = 1 + \frac{4,25 - 1,16}{9,0 - 1,16} = 1,398; \ \varphi_{_{\mathrm{HII}}}^{*} = 54^{\circ}30'.$$

Угол внутреннего трения для топливной насадки для плавки в низкошахтной печи меньше такового для доменной плавки, то есть  $\phi^*_{\text{нп}} = 54^\circ 30' < \phi^*_{\text{п}} = 64^\circ$ . Для осуществления практических расчетов  $\phi^*_{\text{нп}}$  можно принимать равным  $54 \pm 2^\circ$ . Максимальная высота очага горения ( $H_{0,\Gamma}^{\text{max}}$ ) над уровнем фурм равна 0,45 м [249], тогда высота топливной насадки ( $H_{\text{тн}}$ ) для ваграночной плавки составит:

$$H_{_{\rm TH}} = H_{_{\rm O,\Gamma}}^{\max} + \frac{D_{_{\rm B}}}{2} \cdot \operatorname{tg} \varphi *_{_{\rm HII}} = H_{_{\rm O,\Gamma}}^{\max} + \frac{1,398}{2} \cdot D_{_{\rm HII}} = 0,45 + 0,699 D_{_{\rm HII}}.$$
(2.58)

Для определения максимальной высоты топливной насадки применяется эмпирическое выражение (2.46) [204].

Как видим, выражения (2.58) и (2.46) идентичны и их вид связан с механикой движения шихтовых материалов к очагам горения по плоскостям скольжения, расположенными под углом внутреннего трения  $\phi^*_{\rm HII}$  к горизонтальной плоскости.

Расчет по формуле (2.46) дал величину топливной насадки  $H_{\text{тн}} = 0,59$  м, для исследовательской низкошахтной печи с внутренним диаметром  $D_{\text{нп}} = 200$  мм имеем  $H_{\text{тн}} = 0,59$  м.

В главе 5 представлены результаты определения высоты топливной насадки экспериментальным путем.

#### Выводы по главе

1. Температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты не зависят от диаметра печи при условии выполнения основных соотношений между геометрическими параметрами печи, размерами кусков кокса и шихты:  $H_{\rm n} = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm rs} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $H_{\rm ng} = 3,18\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_{\rm k} = 0,081\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_{\rm m} = 0,143\sqrt{D}$ . Представленные соотношения вытекают из главных требований (теорем) теории подобия и натурного моделирования.

2. Данные аналитических расчетов геометрических и физико-механических параметров столба загружаемых в печь материалов позволяют предварительно по размеру и форме кусков шихты спрогнозировать ход плавки в низкошахтной печи. При замене используемого в качестве топлива кокса на угли (антрацит, тощие угли) на действующих низкошахтных печах ( $H_n = 4,345\sqrt{D}$ ) для увеличения силы трения шихты о стенки шахты необходимо тщательно подготавливать шихту до

получения минимальных размеров кусков  $\overline{d} = 0,07 - 0,08$  м, что резко снижает угол зацепления, а следовательно угол внутреннего трения, и увеличивает коэффициент бокового давления на стенки шахты. При переходе от кокса к использованию в качестве топлива антрацита или тощих углей на неподготовленной шихте высота печи уменьшается и составляет  $H_n = 3,249\sqrt{D}$  вместо  $H_n = 4,345\sqrt{D}$ .

3. На основе критериев конвективного теплообмена разработаны подходы к определению геометрических параметров низкошахтных печей, необходимых при проектировании новых и модернизации действующих и выходящих за пределы нормального ряда, как в меньшую, так и в большую сторону.

4. При определении полезной высоты шахтных печей вскрыта общая природа ряда физико-механических процессов, протекающих в рабочем пространстве печи. Выявлено, что высоты печей связаны с механикой движения шихтовых материалов к очагам горения по плоскостям скольжения, расположенным под углом внутреннего трения к горизонтальной плоскости. Материалы плавки не могут застаиваться в центре печи, они должны двигаться к очагу горения по наклонной поверхности топливной насадки. Движение кусков шихты и топлива в связанной системе осуществляется по плоскостям, которые расположены под углом внутреннего трения,  $\phi^*$  к горизонту. В результате установлено, что для практических расчетов угол внутреннего трения для топливной насадки необходимо принимать равным 54 ± 2°.

84

# 3 Развитие теоретических основ повышения эффективности плавки чугуна и силикатных материалов в твердотопливных низкошахтных печах с использованием математического моделирования и анализа влияния теплотехнических параметров на технологический процесс

Применение метода математического моделирования предопределено возможностью более оперативного, чем при физическом моделировании, получения массива данных о процессе плавки материалов, информации о ряде параметров, непосредственное измерение которых затруднено, а также меньшими затратами на организацию и проведение экспериментов.

Как было отмечено выше, одной из наиболее полных и комплексных моделей плавки материалов в низкошахтных печах является математическая модель, разработанная коллективом ученых под руководством И.Ф. Селянина, однако она не позволяет исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу низкошахтной печи. В связи с этим на ее основе была разработана новая усовершенствованная математическая модель, отличающаяся наличием дополнительных блоков, обеспечивающих учет этих технологических особенностей.

Для разработки детерминированной математической модели потребовалось уточнение ряда известных и получение новых расчетных соотношений для определения высоты кислородной зоны и температуры поверхности кусков топлива в слое топливной насадки.

### 3.1 Обоснование высоты кислородной зоны в слое топливной насадки

Расчет длины кислородной зоны при горении углеродного канала (уголь, графит) дан в работах З.Ф. Чуханова [114], А.А. Померанцева [115]. По Гольден-

бергу длина кислородной зоны для горения углеродного цилиндрического канала равна

$$z_{\rm K3} \approx 38 \, {\rm Re}^{0.16} \cdot d_{\rm K},\tag{3.1}$$

где  $d_{\kappa}$  – диаметр канала; Re =  $\frac{\nu d_{\kappa}}{\nu}$ .

Однако формула (3.1) непременима для расчета длины кислородной зоны при горении слоевых засыпок: кокса, антрацита, тощих углей.

Для шахтной плавки применяют кокс среднего размера  $\bar{d}_{k} \approx 50 \div 70$  мм.

Диаметр эквивалентного канала  $d_{3.K}$  составит при  $\bar{d}_{k} = 0.06$  м

$$d_{\scriptscriptstyle 3,\kappa} = \frac{2}{3} \cdot \frac{\varepsilon}{(1-\varepsilon)} \cdot \overline{d_{\kappa}} \,. \tag{3.2}$$

При средней порозности слоя кокса в кислородной зоне  $\varepsilon = 0,45$  получаем  $d_{_{3,\kappa}} = 32,3$  мм.

Для кислородной зоны НШП Re  $\approx 4,5 \cdot 10^3$ . Оценка длины кислородной зоны по формуле (3.1) дает значение  $z_{\kappa_3} = 5500$  мм = 5,5 м. Экспериментальная величина  $z_{\kappa_3}$  для НШП равна 0,35 ÷ 0,55 м, что фактически на порядок меньше расчетного значения.

Рассмотрим аналитический подход к решению задачи о длине кислородной зоны в слоевых топливных засыпках, используя те положения, которые были привлечены вышеназванными авторами для решения аналогичной проблемы при горении углеродного канала.

В ортогональной системе координат перенос вещества в пространстве описывается дифференциальным уравнением общего вида:

$$\frac{dc}{d\tau} + v_x \frac{dc}{dx} + v_y \frac{dc}{dy} + v_z \frac{dc}{dz} = D \cdot \nabla^2 \cdot c + q(\bar{c}), \qquad (3.3)$$

где *с* – концентрация вещества;  $v_x$ ,  $v_y$ ,  $v_z$  – компоненты вектора скорости по координатным осям *x*, *y*, *z*; *D* – коэффициент диффузии;  $\nabla^2$  – оператор Лапласа в данной ортогональной сетке координат, если под x, y, z понимать обобщенные координаты Лагранжа;  $q(\bar{c})$  – источники (стоки) вещества.

В НШП газовый поток движется от уровня фурм снизу вверх вдоль оси *z*. Приведем уравнение (3.3) к одномерному виду:

$$\frac{d\overline{c}}{d\tau} + \overline{\upsilon}\frac{d\overline{c}}{dz} = D\frac{d^{2}\overline{c}}{dz^{2}} + q(\overline{c}), \qquad (3.4)$$

где  $\overline{v}$  – средняя скорость потока;  $\overline{c}$  – средняя по сечению шахты концентрация вещества, моль/м<sup>2</sup>.

Член  $\overline{v} \frac{d\overline{c}}{dz}$  ответственен за конвективный перенос вещества вдоль потока, член  $D \frac{d^{2}\overline{c}}{dz^{2}}$  – за молекулярный перенос.

Средняя скорость потока рассчитывается как

$$\overline{v} = \frac{Q}{S \varepsilon},\tag{3.5}$$

где Q – расход дутья, м<sup>3</sup>/с; S – площадь сечения шахты, м<sup>2</sup>;  $\varepsilon$  – порозность слоя топлива.

Газовый поток в шахтных печах движется с большими скоростями при  $2 \cdot 10^3 < \text{Re} < 2 \cdot 10^4$ , тогда в выражении (3.4) можно пренебречь молекулярным переносом и для стационарного режима горения топлива, и теплообмена (то есть  $\frac{dc}{d\tau} = 0$ ). Тогда уравнение (3.4) упрощается до вида

$$\overline{v}\frac{d\overline{c}}{dz} = q(\overline{c}). \tag{3.6}$$

Источниковый член  $q(\bar{c})$  в уравнении (3.3) возникает из-за учета реакции горения у поверхности крупного куска топлива C + O<sub>2</sub> = CO<sub>2</sub> и реакции газификации CO<sub>2</sub> + C = 2CO. Будем считать, что эти реакции первого порядка, тогда согласно положениям формальной кинетики, запишем

$$q(\bar{c}) = k_{\rm np} c_{\rm n} F_{\rm \kappa} = \beta \cdot c \cdot \frac{F_{\rm \kappa}}{1 + {\rm Sm}}, \qquad (3.7)$$

где  $k_{np}$  – приведенная константа скорости физико-химического процесса; *с* и  $c_n$  – текущее значение и значение концентраций на поверхности;  $F_{\kappa}$  – удельная поверхность реагирования;  $\beta$  – коэффициент массообмена; Sm =  $\beta/k$  – число подобия Семенова.

Приведенная константа скорости физико-химического процесса рассчитывается по формуле

$$k_{\rm np} = \frac{\beta k}{k + \beta},\tag{3.8}$$

в которой *k* – константа скорости реакции.

После подстановки выражения (3.7) в (3.6) окончательно получаем

$$\frac{dc}{dz} = -\frac{\beta F_{\kappa}c}{\upsilon} \cdot \frac{1}{1+\mathrm{Sm}} = -\varphi F_{\kappa}c \frac{1}{1+\mathrm{Sm}}, \qquad (3.9)$$

где  $\varphi = \beta/\upsilon - \varphi$ ункция переноса, определяемая по экспериментальным данным.

Проанализируем тепловой режим горения куска топлива в диффузионной области, где  $k_{np} = \beta$ , то есть Sm  $= \frac{\beta}{k_{np}} = 1$  по приближению формальной кинетики для

реакций первого порядка:

$$\frac{dc}{d\tau} = -\beta F_{\kappa} c \frac{1}{1+\mathrm{Sm}}.$$
(3.10)

Последнее выражение соответствует формуле (3.9), если в ней скорость  $\upsilon$  перенести из правой части в левую, записать в виде  $v = \frac{dz}{d\tau}$  и провести необходимые сокращения.

На единицу концентрации  $O_2$  или  $CO_2$  по реакциям (I) и (II) выделяется или поглощается количество тепла  $q_1$  или  $q_2$ . С учетом тепловых эффектов уравнение (3.10) запишется так:

$$q_0 \frac{dc}{d\tau} = -q_0 \beta F_k c \frac{1}{1 + \text{Sm}}; \qquad (3.11)$$

здесь принято  $q_0 \equiv q_1 \equiv q_2$ .

Тепло реакций (q<sub>т</sub>) посредством конвекции отводится с поверхности куска топлива. В единицу времени количество тепла составит

$$\frac{dq_{\rm T}}{d\tau} = -\alpha F_{\rm K} (T_{\rm c} - T_{\rm T}), \qquad (3.12)$$

где α – коэффициент теплоотдачи; *T*<sub>c</sub> и *T*<sub>г</sub> – температуры поверхности кокса и газа. Для стационарного режима напишем равенство

$$q_0\beta F_{\kappa}c \cdot \frac{1}{1+\mathrm{Sm}} = \alpha F_{\kappa} (T_c - T_r). \qquad (3.13)$$

В работе [112] показано, что тепловая функция переноса  $\phi_{\rm T}$  определяется как

$$\varphi_{\rm T} = \frac{{\rm Nu}_{\rm T}}{{\rm Re}_{\rm T}} = \frac{\alpha \, d_{\rm k}/\lambda_{\rm r}}{\upsilon \, d/a_{\rm r}} = \frac{\alpha \, a_{\rm r}}{\lambda_{\rm r} \upsilon_{\rm r}}, \qquad (3.14)$$

где  $\lambda_{r}$  и  $a_{r}$  – теплопроводность и температуропроводность газа.

Так как

$$a_{\rm r} = \frac{\lambda_{\rm r}}{c_{\rm r}\rho_{\rm r}},\tag{3.15}$$

то

$$\varphi_{\rm T} = \frac{\alpha}{c_{\rm r} \rho_{\rm r} \upsilon_{\rm r}}, \qquad (3.16)$$

где  $c_{\Gamma}$  и  $\rho_{\Gamma}$  - теплоемкость и плотность газа.

Диффузионная функция переноса равна

$$\varphi_{\mu} = \frac{\mathrm{Nu}_{\mu}}{\mathrm{Re}_{\mu}} = \frac{\beta \mathrm{d}}{D} / \frac{\upsilon_{\mathrm{r}} \mathrm{d}}{D} = \frac{\beta}{\upsilon_{\mathrm{r}}}.$$
(3.17)

Используя аналогию чисел Рейнольдса для тепло- и массопереноса, имеем:

$$\varphi_{\rm r} = \varphi_{\rm g} = \frac{\beta}{\upsilon_{\rm r}} = \frac{\alpha}{\upsilon_{\rm r} c_{\rm r} \rho_{\rm r}}$$
(3.18)

или, делая преобразования, получаем

$$\beta = \frac{\alpha}{c_{\rm r}\rho_{\rm r}}; \frac{\beta c_{\rm r}\rho_{\rm r}}{\alpha} = 1.$$
(3.19)

Обе части выражения (3.13) умножаем на  $c_{\rm r}\rho_{\rm r}$  и производим преобразование:

$$\frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{1}{1 + \mathrm{Sm}} c_{\mathrm{r}} \rho_{\mathrm{r}} = \frac{T_{\mathrm{c}} - T_{\mathrm{r}}}{q_{\mathrm{0}} c} \cdot c_{\mathrm{r}} \rho_{\mathrm{r}}.$$
(3.20)

Для реакции горения (I) и газификации (II) имеем очевидные равенства:

$$\frac{q_0 c}{c_{\rm r} \rho_{\rm r}} = T_{\rm np}^* = T_{\rm np} - T_{\rm r}, \qquad (3.21)$$

$$\frac{q_0 c}{c_r \rho_r} = T_{np}^* = T_r - T_{np}, \qquad (3.22)$$

где *T*<sub>пр</sub> – приведенные температуры газов для реакций (I) и (II). Выражение (3.20) представим в виде уравнения

$$\frac{\beta c_{\rm r} \rho_{\rm r}}{\alpha} \frac{1}{1+{\rm Sm}} = \frac{T_{\rm c} - T_{\rm r}}{\frac{q_0 c}{c_{\rm r} \rho_{\rm r}}},$$
(3.23)

которое с помощью соотношений (3.19), (3.21) и (3.22) для реакций (I) и (II) соответственно примет форму

$$\frac{T_{\rm c} - T_{\rm r}}{T_{\rm np} - T_{\rm r}} = \frac{1}{1 + {\rm Sm}},$$
(3.24)

$$\frac{T_{\rm r} - T_{\rm c}}{T_{\rm r} - T_{\rm np}} = \frac{1}{1 + {\rm Sm}}.$$
(3.25)

Для реакций первого порядка в конце диффузионной области с позиций формальной кинетики  $\beta = k_{np}$ , Sm = 1. Подставляя Sm = 1 в выражения (3.24), (3.25), имеем

$$T_{\rm r} = 2T_{\rm c} - T_{\rm np}.$$
 (3.26)

3.Ф. Чуханов [114] выполнил тщательный анализ расходования кислорода при горении углеродного канала.

Для изотермических условий, когда температуры газа и стенок канала равны ( $T_{\rm r} \approx T_{\rm c}$ ), он исходил из уравнения (3.9) в котором  $\varphi$  – функция переноса,  $\varphi$  = 0,032 Re<sup>-0,20</sup>.

В кислородной зоне в диффузионной области константа скорости *k* много больше коэффициента массообмена β и Sm→0. Уравнение (3.9) упрощается:

$$-\frac{dc}{dz} = \varphi F_{\rm k} c \,. \tag{3.27}$$

Его решение при z = 0,  $c = c_0$  имеет вид

$$\frac{c_z}{c_0} = \exp\left(-\varphi F_{\kappa} z\right) = \exp\left[-0.128\left(\frac{z}{d_k \operatorname{Re}^{0.2}}\right)\right].$$
(3.28)

Решение (3.28) дает ошибку в 5 ÷ 6 %, если  $T_c - T_{\Gamma} \le 900$  °C. При неизотермическом режиме, когда  $T_c - T_{\Gamma} > 900$  °C, изменение концентрации кислорода по длине канала приближенно вместо выражения (3.28) определяется уравнением

$$-\frac{dc}{dz} = \varphi \frac{T_{\rm c}}{T_{\rm r}} F_{\rm \kappa} c \,. \tag{3.29}$$

Если  $T_{\rm c}={\rm const}$  по длине канала, то температура газа определяется выражением

$$T_{\rm r} = T_{\rm c} - (T_{\rm c} - T_0) \exp(-\varphi F_{\rm \kappa} z), \qquad (3.30)$$

где  $T_{\Gamma} = T_0$  при z = 0.

После подстановки выражения (3.30) в (3.29) решение видоизмененного уравнения

$$-\frac{dc}{dz} = \varphi F_{\kappa} \frac{T_{c}c}{T_{c} - (T_{c} - T_{0})\exp(-\varphi F_{\kappa}c)}$$
(3.31)

при соответствующих краевых условиях имеет вид (  $c = c_0, T_r = T_0$  при z = 0)

$$\frac{c_z}{c_0} = \frac{T_0/T_c}{\exp\left[0,128\frac{z}{d\,\mathrm{Re}^{0,2}}\right] + \frac{T_0}{T_c} - 1,0}.$$
(3.32)

При  $T_c = T_0 = T_{\Gamma}$  это выражение принимает вид уравнения (3.28) для изотермического режима. На рисунке А.1 (приложение А) приведены кривые расходования кислорода [304] в соответствии с уравнениями (3.28) и (3.32).

Как видно из рисунка, неизотермичность процесса резко изменяет ход кривых расходования кислорода. При неизотермическом горении кривые резко падают вначале канала.

В практических условиях такого резкого спада не наблюдается, так как на холодном дутье ( $T_0 \approx 300$  K) стенки канала вначале участка горения будут захолаживаться, и температура поверхности кусков топлива  $T_c$  будет приближаться к температуре газа  $T_r$ , определяемой по уравнению (3.30).

На рисунке А.2 (приложение А) показан ход кривых  $T_c(z)$  при различной интенсивности захолаживающего эффекта.

Поэтому для расчета зависимости  $O_2(z)$  в углеродном канале можно пользоваться простым выражением (3.28), которое позволяет определить длину кислородной зоны  $z_{\kappa_3}$  в канале, если принять, что кислородная зона кончается при  $c_z = 0,05c_0$  [114].

Тогда, используя выражение (3.28), получаем

$$z_{\rm K3} = 24 \ d_{\rm K} \,{\rm Re}^{0,2}. \tag{3.33}$$

Для слоевых процессов последнее выражение для расчета длины кислородной зоны не пригодно. Так, для плавки материалов в НШП  $d_{\kappa} = 0.05 \div 0.07$  м, Re =  $(4.2 \div 4.8) \cdot 10^3$ ,  $z_{\kappa_3} = 7.71$  м.

Для слоя частиц З.Ф. Чуханов и др. [114] рекомендуют функцию переноса брать в виде

$$\varphi = 0,28 \text{ Re}^{-0,17}, \qquad (3.34)$$

а удельную поверхность реагирования *F*<sub>к</sub> аппроксимировать выражением

$$F_{\kappa} = \frac{3.8}{d_{\kappa}}.$$
(3.35)

Выражение (3.35) можно получить, если воспользоваться для удельной поверхности слоя общепринятой формулой:

$$F_{\kappa} = \frac{6(1-\varepsilon)}{d_{\kappa}}, \qquad (3.36)$$

в которой положить  $\varepsilon = 0,367$ .

После подстановки выражений (3.34) и (3.36) в (3.28) находим:

$$\frac{c_z}{c_0} = \exp\left(-\varphi F_{\kappa} z\right) = \exp\left[-1.68 \frac{z(1-\varepsilon)}{d_{\kappa} \operatorname{Re}^{0.17}}\right].$$
(3.37)

Если принять  $\frac{c_0}{c_z} = \frac{1}{0.05} = 20$ , то для длины кислородной зоны получим

$$z_{\kappa_3} = \frac{\ln 20d_{\kappa} \operatorname{Re}^{0.17}}{1,68(1-\varepsilon)}.$$
(3.38)

Для плавки материалов в НШП  $d_{\kappa} = 0.5 \div 0.7$  м;  $\overline{\nu}_{r} = 340 \cdot 10^{-6} \text{ m}^{2}/\text{c}$ . При  $\overline{T}_{r} = 1900$  °C имеем

$$\operatorname{Re} = \frac{v_0}{\varepsilon} \cdot \frac{d_k}{v} \cdot \frac{T_{\Gamma}}{273} = \frac{2}{0.55} \cdot \frac{0.06}{340 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{1900}{273} = 4.5 \cdot 10^3.$$

Для неподвижного слоя кокса порозность составит  $\varepsilon = 0,4 \div 0,5$  [112]. В шахтной печи слой кокса горит, при движении разрыхляется, в нем образуются каналы для движения газов, поэтому порозность слоя повышается порядка до  $\varepsilon \approx 0,55$ .

Длина кислородной зоны по этим данным составит  $z_{\kappa_3} = 1,206$  м. Такое значение в 2,5 – 3,0 раза больше практических данных. Анализ практических данных показывает, что высота кислородных зон в НШП составляет 350 ÷ 550 мм в зависимости от расхода дутья и размера кусков кокса. Протяженность окислительных зон возрастает с увеличением вышеприведенных параметров.

Такое несоответствие расчета по уравнению (3.24) и фактического эксперимента связано с тем, что удельная поверхность слоя, определяемая по формуле (3.36), выведена для слоя идеальных частиц в виде шара диаметром  $d_{\kappa}$ . Частицы (куски) топлива имеют неправильную форму, и в формулах гидравлического сопротивления слоя это обстоятельство учитывается через геометрический, или статистический коэффициент формы  $\psi_{\kappa}$ . Коэффициент  $\psi_{\kappa}$  увеличивает удельную поверхность слоя, которая должна определяться выражением

$$F_{\kappa} = \frac{6(1-\varepsilon)\psi_{\kappa}}{d_{\kappa}}.$$
(3.39)

Тройная аналогия чисел Рейнольдса для процессов теплопередачи, диффузии и переноса количества движения в турбулентных потоках позволяет установить связь между теплоотдачей и гидравлическим сопротивлением.

Данному вопросу посвящены монографии З.Р. Горбиса [117] и С.С. Кутателадзе [278]. В том приближении, в котором выведены формулы (3.28) и (3.32), достаточно в исходное дифференциальное уравнение (3.27) вместо (3.36) подставить выражение (3.39). Тогда для кислородной зоны имеем

$$z_{\kappa_3} = \frac{\ln 20 \, d_{\kappa} \, \mathrm{Re}^{0.17}}{1,68 \, (1-\varepsilon) \psi_{\kappa}} \,. \tag{3.40}$$

Формула (3.40) получена в предположении, что кислородная зона заканчивается при остаточном содержании кислорода  $O_2(z_{\kappa_3}) = 0.05O_2^0$ . Но кислородная зона, где идет реакция C +  $O_2 = CO_2$ , соответствует максимуму содержания CO<sub>2</sub>. Остаточный кислород  $O_2(z_{\kappa_3})$  взаимодействует с углеродом топлива по реакции  $2C + O_2 = 2CO$ , которая является суммой двух простых реакций:

$$C+O_2 = CO_2$$
  
+ $\frac{CO_2 + C = 2CO}{2C+O_2 = 2CO}$ .

Поэтому для нахождения максимума содержания  $CO_2(z)$  необходимо использовать полное кинетическое уравнение (3.9), которое после решения при z = 0,  $O_2(z) = O_2^0$  и с учетом, что функция переноса  $\varphi = 0,343 \text{ Re}^{-0,17}$ , для границы конца кислородной зоны имеем

$$z_{\kappa_3} = \frac{\ln(O_2^0/O_2^*) \cdot d_{\kappa}(1 + \mathrm{Sm}_1)}{0.343 \mathrm{Re}^{-0.17} \cdot 6(1 - \varepsilon_{\kappa}) \cdot \psi_{\kappa}},$$
(3.41)

где  $O_2^* = O_2(z_{\kappa_3})$  — остаточное содержание кислорода, после достижения максимального содержания CO<sub>2</sub> в зоне горения топлива.

Далее будет показано, что остаточное содержание кислорода  $O_2^*$  определяется предельной температурой  $T_c = 2200$  К ( $O_2^0 = 21$  %;  $T_0 = 300$  К) и  $T_c = 2300$  К ( $O_2^0 = 25$  %;  $T_0 = 773$  К). При  $T > T_c$  интенсивно развивается реакция  $CO_2 + C = 2CO - Q_3$ , поэтому величина  $z_{\kappa_3}$  определяется по максимальному содержанию  $CO_2$  в газах топливной насадки.

Для кислородной зоны имеем Sm<sub>1</sub> = 1;  $\psi_{\kappa}$  = 2,86 (кокс);  $\psi_{\kappa}$  = 3,17 ÷ 3,50 (антрацит) [204].

Геометрический коэффициент формы  $\psi_{\kappa}$  больше единицы, коэффициент сопротивления слоя частиц  $C_{\varphi}$  возрастает в соответствии с выражением [204]

$$C_{\varphi} = 5,31 - 4,88\psi_{\kappa}^{-1}.$$
 (3.42)

Толщина δ приведенной пленки [113], обволакивающей куски топлива, уменьшается, критериальные числа Nu и St увеличиваются:

$$Nu = \frac{d_{\kappa}}{\delta}; \qquad (3.43)$$

$$St = \frac{D}{\delta v}; \qquad (3.44)$$

здесь *D* – коэффициент диффузии;

$$Nu = \frac{\alpha \, d_{\kappa}}{\lambda_{r}}; \qquad (3.45)$$

$$St = \frac{\beta}{\nu}, \qquad (3.46)$$

где α – коэффициент теплоотдачи с поверхности куска топлива; λ<sub>г</sub> – теплопроводность газовой среды; β – коэффициент массоотдачи; υ – скорость газа в ядре потока.

Сравнивая выражения  $\varphi = \frac{\beta}{\upsilon}$  и St  $= \frac{\beta}{\upsilon}$ , приходим к выводу, что  $\varphi =$  St.

В соответствии с выражениями (3.43), (3.44) для чисел Nu и St с уменьшением величины δ растут коэффициенты α и β.

В соответствии с вышеизложенным в диффузионной области скорость расходования кислорода по высоте слоя будет увеличиваться в связи с ростом удельной поверхности реагирования (3.39), а высота кислородной зоны уменьшится, как это следует из соотношения (3.41).

Экспериментальные данные для коэффициента  $\psi_{\kappa}$  [117] приведены в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Экспериментальные данные для коэффициента  $\psi_{\kappa}$ 

Материал	$\psi_{\kappa}$
Слой кокса	2,86
Слой антрацита	3,17 ÷ 3,50
Угольная пыль	$1,62 \div 2,58$
	, , ,

Таким образом, для использования в математической модели с целью расчета длины кислородной зоны получено соотношение (3.41).

# 3.2 Расчет температуры поверхности кусков топлива в топливной насадке

Длительное время существовали два направления в развитии теории горения. Химическое, в котором основное влияние на суммарную скорость процесса связывали со скоростью химических реакций, и физическое, учитывающее главным образом скорость процессов переноса кислорода (O<sub>2</sub>) и продуктов реакции – диоксида и монооксида углерода (CO<sub>2</sub> и CO).

Работы школ А.С. Предводителева, Г.Ф. Кнорре, Д.А. Франк-Каменецкого, В.В. Померанцева, Н.В. Лаврова и др. позволили объединить эти два направления в единую теорию, краткое содержание которой в современном виде выглядит так.

Горение углерода твердого топлива протекает как на внешней, контурной поверхности, так и на внутренней поверхности макро- и микропор, куда и откуда диффундируют молекулы O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub>, CO, H<sub>2</sub>O. Роль внутреннего реагирования для различных реакций различна и определяется температурными и аэродинамическими факторами процесса горения углерода.

Процесс реагирования углерода с газами, представленный на рисунке Б.1 (Приложение Б), протекает по схеме [20]:

1 – чисто кинетическая область:  $C_{\text{ц}} \approx C_{\text{п}} \approx C_{0}$ ;

2 – первая переходная кинетическая область:  $C_{\mu} \neq C_{\pi} \approx C_0, C_{\mu} > 0, 1 C_0;$ 

3 – кинетическая или псевдокинетическая область:

 $C_{II} \neq C_{II} \approx C_0; R - l_1 < 0.3 R; C_{l_1} \approx 0.1 C_0; C_{II} > 0.9 C_0;$ 

4 – переходная диффузионная область реагирования:  $C_{\mu} \approx 0$ ; 0,1  $C_0 < C_{\pi} < C_0$ ;

5 – чисто диффузионная область:  $C_{\mu} \approx 0$ ;  $C_{\mu} < 0,1 C_{0}$ ,

где  $C_{\mu}$ ,  $C_{\pi}$  и  $C_0$  – содержание углерода в центре, на поверхности и начальное.

Гетерогенное реагирование подразделяется на пять областей в зависимости от температуры, аэродинамики процесса и размера частиц топлива.

При низких температурах приведенная константа скорости химической реакции  $k_{np}$  равна истинной константе скорости реакции k (первая область):

$$k_{\rm np} = \frac{k\beta}{k+\beta} \approx k \ \text{при } k \ll \beta.$$
(3.47)

Для первой области реакция первого порядка описывается кинетическим уравнением

$$\frac{dC}{d\tau} = -kCF_{\rm p}\,,\tag{3.48}$$

где  $F_p >> F_{\kappa}$  – полная поверхность реагирования с учетом пор частиц топлива;  $F_{\kappa}$  – контурная поверхность реагирования или площадь поверхности частицы.

Для третьей области кинетическое уравнение реакции первого порядка имеет аналогичный вид:

$$\frac{dC}{d\tau} = -k_{\rm np}C_0F_{\rm \kappa} = -\beta C \frac{F_{\rm \kappa}}{1+{\rm Sm}},\qquad(3.49)$$

где  $F_{\kappa} \approx F_{p}$ , то есть внутренние поры практически не участвуют в химической реакции.

Третья переходная область непосредственно примыкает к диффузионной области реагирования, и при горении углерода эта область расположена на границе кислородной и восстановительной зон при высоких температурах ( $T_{\rm c} > 1500$  °C). В данной области

$$k_{\rm np} = \frac{\beta k}{\beta + k} \approx \beta, \, k \gg \beta.$$
(3.50)

Экспериментально определяемые значения  $k_{np}$  при высоких температурах, как правило, соответствуют последнему соотношению.

Химическое взаимодействие твердой частицы углерода с кислородом на контурной поверхности и на поверхности пор идет по трем основным реакциям, которые здесь и далее по тексту будут обозначены (I), (II) и (III):

$$\mathbf{C} + \mathbf{O}_2 = \mathbf{C}\mathbf{O}_2 + Q_1,\tag{I}$$

$$2C + O_2 = 2CO + Q_2,$$
 (II)

$$C+CO_2 = 2CO - Q_3. \tag{III}$$

Тепловые эффекты [кДж/кмоль] реакций (I) – (III) по справочным данным [114, 115, 125] приведены в широких пределах:

00

$$Q_1 = 394606 \div 408480; Q_2 = 218970 \div 251040; Q_3 = 165794 \div 175636.$$

Имеется обширнейший экспериментальный материал по определению кинетических констант реагирования различных видов углерода с газами. Следует отметить, что этот материал, полученный авторами с применением различных экспериментальных методик на разных видах углеродного материала, отличается большим разнообразием. В таблице 3.2 представлены пределы изменения значений энергии активации, полученных в различных исследованиях для реакций взаимодействия углерода с газами.

Большое различие значений энергии активации, полученных даже на одном виде углеродного материала, вызвано не только неоднородностью углеродных материалов, но и недостаточно четким учетом диффузионного влияния. Многие исследователи ввиду трудности разделения реакций (I) и (II) при реагировании углерода с кислородом пользуются суммарными константами этой реакции, определение которых также затруднено вследствие большого теплового эффекта реакции, приводящего к разогреву поверхности частиц и искажению констант.

Таблица 3.2 – Экспериментально полученные значения энергий активации для различных реакций

Реакция	Предел изменения энергии активации, Дж/моль					
ТСакция	Электродный уголь	Кокс различных топлив				
1) $C + O_2 = CO_2$	$(87,9 \div 213,5) \cdot 10^3$	$(75,4 \div 140,2) \cdot 10^3$				
2) $2C + O_2 = 2CO$	$(137,3 \div 209,3) \cdot 10^3$	$(83,7 \div 125,6) \cdot 10^3$				
3) $C + CO_2 = 2CO$	$(104,6 \div 334,9) \cdot 10^3$	$(102,6 \div 201,0) \cdot 10^3$				
3') C + H <sub>2</sub> O = CO + H <sub>2</sub>	$(164,5 \div 334,9) \cdot 10^3$	$(125,6 \div 183,3) \cdot 10^3$				

Большинство исследователей в широком диапазоне температур и давлений принимает первый порядок реакций углерода как с кислородом, так и с углекислотой и водяным паром. Если для реакции углерода с CO<sub>2</sub> до температуры 1800 К исследованиями Л.Н. Хитрина и А.Л. Моссэ доказан первый порядок по CO<sub>2</sub>, то порядок реакций углерода с O<sub>2</sub> и H<sub>2</sub>O по исследованиям Д.А. Франк-Каменецкого, Паркера и Хоттеля, И.И. Палева, М.А. Поляцкина и др. явно меньше единицы. Однако первый порядок реакций резко упрощает как обработку опытных данных, так и анализ процесса горения, не внося существенных ошибок в расчеты.

По Аррениусу константа скорости гетерогенного реагирования записывается в виде

$$k = k_0 \exp(E/(RT)),$$
 (3.51)

где  $k_0$  – предэкспоненциальный множитель, м/с; E – энергия активации, кДж/моль; *R* – универсальная газовая постоянная; *T* – абсолютная температура, К.

В.В. Померанцевым, Г.Ф. Кнорре, Л.В. Вулисом, С.В. Шестаковым было установлено, что между параметрами  $k_0$  и *E* существует функциональная связь. Авторы сопоставили имеющиеся результаты по кинетике взаимодействия углерода с газами, которые показали, что линии ln  $k = \varphi$  (1/*T*) по мере роста температур сходятся. Это позволило предположить наличие некоторой условной точки – полюса. Введение такой условной точки, в которую сходятся линии констант скоростей реакций, позволяет либо связать между собой значение энергии активации и значение предэкспоненциального множителя в зависимости Аррениуса, либо находить константу скорости реакции, зная только энергию активации, через значения координат полюса  $k^*$  и  $T^*$  по формуле

$$k_i = k^* \exp\left[-\frac{E_i}{RT} \left(1 - \frac{T}{T^*}\right)\right].$$
(3.52)

Значения координат, определяемые местоположение полюса, в разных работах различные. Так, в работах В.В. Померанцева приняты координаты полюса  $k^* = 10$  м/с,  $T^* = 2500$  К; у авторов Г.Ф. Кнорре, И.И. Палева, К.М. Арефьева и др.  $k^* = 2,5$  м/с,  $T^* = 2200$  К; у Л.А. Вулиса имеются даже два полюса с общей координатой константы  $k^* = 0,315$  м/с,  $T_1^* = 1240$  К и  $T_2^* = 1740$  К.

Основываясь на значениях координат полюсов, можно описать связь между энергией активации и параметром *k*<sub>0</sub>. Эта связь для координат полюса имеет вид: – по работам В.В. Померанцева

$$\lg k_0 = 0,869 \cdot 10^{-4} E + 1,0; \tag{3.53}$$

- по данным Г.Ф. Кнорре, И.И. Палева, К.М. Арефьева

$$\lg k_0 = 0.991 \cdot 10^{-4} E + 0.398; \tag{3.54}$$

– по работам Л.А. Вулиса (для реакции  $C + O_2$ )

$$\lg k_0 = 1,74 \cdot 10^{-4} E - 0,5. \tag{3.55}$$

Расчеты по различным формулам дают близкие значения констант. На рисунке Б.2 (Приложение Б) по данным Д.М. Хзмаляна и Т.В. Виленского нанесены опытные точки, соответствующие значениям  $k_0$  и *E*, полученным в ряде исследований. Одновременно на рисунке приведены зависимости (3.47) – (3.50). Большой разброс точек относительно приведенных линий не позволяет отдать предпочтение ни одной из зависимостей.

Рассмотрение экспериментального материала приводит к выводу, что полюс должен быть расположен в области достаточно высоких температур. По мере повышения температуры линии констант скоростей сближаются и, начиная с некоторой температуры, близкой к температуре сублимации углерода, должны сливаться в одну, так как исчезают различия, вызванные различной структурой и строением решеток коксов отдельных углей. Это предложение находит подтверждение в исследованиях Е.С. Головиной при изучении реакций углерода с углекислотой, водяным паром и кислородом при температуре выше 2500 К. Одним из возможных вариантов такого полюса может быть полюс, предложенный С.М. Шестаковым, с координатами:  $k^* = 100$  м/с и  $T^* = 2600$  К. В этом случае связь между  $k_0$  и *E* описывается выражением

$$\lg k_0 = 0,838 \cdot 10^{-4} E + 2. \tag{3.56}$$

Исследования Л.А. Вулиса, В.В. Померанцева [112, 115] и др. показывают, что между значениями энергии активации различных реакций углерода с кислородом и диоксидом углерода для одного и того же вида топлива имеется определенная связь. На основании анализа многочисленных опытных данных можно принять следующие соотношения между значениями энергии активации различных реакций:

$$E_{C+O_2 \to CO} / E_{C+O_2} = 1,1; E_{C+CO_2} / E_{C+O_2} = 2,2; E_{C+H_2O} / E_{C+O_2 = CO_2} = 1,6.$$

Отсутствие опытных данных по кинетике этих реакций на совершенно одинаковых углеродных поверхностях не позволяет проверить эти соотношения в широких пределах. Однако использование представленных соотношений для практических расчетов дает достаточно удовлетворительные результаты. Таким образом, зная энергию активации только для одной реакции углерода кокса, можно легко получить константы остальных реакций.

Используя очевидное равенство Sm = 1 или  $\beta = K_{np}$  в конце кислородной зоны, имеем следующие соотношения для нахождения температуры ( $T_c$ ) поверхности кокса (угля) в этой зоне:

$$K = A \operatorname{Re}^{-n} v_{\phi} = K_0 \exp\left(-\frac{E}{RT_c}\right).$$
(3.57)

Предэскпоненциальный множитель *К*<sub>0</sub> связан с энергией активации *Е* через общий полюс выражением [115]:

lg 
$$K_0 = a \cdot 10^{-4} E + b$$
 или  $K_0 = 10^{a \cdot 10^{-4} E + b}$ . (3.58)

Подставив (3.58) в уравнение (3.57), имеем

$$T_{\rm c} = \frac{0.2186E}{a \cdot 10^{-4}E + b - \lg\beta}.$$
 (3.59)

По данным В.В. Померанцева *a* = 0,869; *b* = 1,0; по данным Г.Ф. Кнорре и др. *a* = 0,991; *b* = 0,398.

102

В НШП и доменных печах коэффициент массообмена  $\beta = A \operatorname{Re}^{-n} \upsilon_{\phi}$  ограничен предельной скоростью дутья на пустое сечение шахты или кольцевой периферийной зоны для печей диаметром  $\mathcal{A} > 1,13$  м. Предельная скорость равна  $\upsilon_0 = 2,3 \operatorname{M}^3/(\operatorname{M}^2 \cdot c) = 2,3 \operatorname{M/c}$ . При  $\upsilon > \upsilon_0$  шлаковые жидкие частицы захватываются газовым потоком и выносятся из кислородной в восстановительную зону и далее в зону подогрева шихты и ее плавления (размягчения). Дальнейшее увеличение  $\upsilon_0$  приводит к расстраиванию технологии ведения плавки, и печь идет на резкое захолаживание.

В выражении для коэффициента массообмена в плотном слое  $\beta = A \operatorname{Re}^{-n} \upsilon_{\phi}$ критерий Рейнольдса Re, скорость газового потока через слой  $\upsilon_{\phi}$ , постоянные *A* и *n* также имеют различные значения.

По З.Ф. Чуханову [114]:

$$A = 0,28; n = 0,18; 10^3 \le \text{Re} \le 2,8 \cdot 10^3; A = 0,343; n = 0,17; \text{Re} \ge 2,8 \cdot 10^3;$$

по Дантону В. [117]:

$$A = 0,744; n = 0,3; 50 \le \text{Re} \le 5 \cdot 10^4;$$

по В.И. Тимофееву [117]:

$$A = 0,151; n = 0; 20 \le \text{Re} \le 200; A = 0,87; n = 0,33; \text{Re} > 200.$$

В выражении для β число подобия Рейнольдса определяется как

$$\operatorname{Re} = \frac{v_{\phi} \cdot d_{\kappa}}{v}, \qquad (3.60)$$

где  $d_{\rm K}$  – эквивалентный диаметр кусков топлива, м; v – кинематическая вязкость газа, м<sup>2</sup>/с.

Скорость газового потока через слой рассчитывается как

$$v_{\phi} = \frac{v_0}{\varepsilon} \cdot \left( \frac{T}{273} \right), \tag{3.61}$$

где є – порозность слоя; *Т* – температура газового потока, К.

В конце кислородной зоны шахтных печей  $\text{Re} > 2,8 \cdot 10^3$ , коэффициент массообмена  $\beta = 0,343 \text{Re}^{-0,18} \cdot \upsilon_{\phi}$ .

Для плавки материалов в НШП  $\mathcal{A}_{\kappa} \approx 0,05$ ;  $\varepsilon = 0,5$ ; E = 200966 кДж/кмоль; по данным Кнорре  $T_{\rm c} = 2206$  К; Померанцева  $T_{\rm c} = 2198$  К.

Приведенные расчетные результаты по параметру  $T_c$  попадают в интервал практических температур поверхности кусков топлива при плавке материалов в НШП на воздушном дутье без подогрева.

При расчетах температуры поверхности кусков топлива в топливной насадке НШП необходимо учитывать, что перенос тепла и вещества вдоль потока идет через запыленный поток. Горновые газы, поднимаясь вверх, захватывают мелкие частицы топлива, частицы шлака и интенсифицируют теплообмен между кислородной и восстановительными зонами. Жидкий металл и шлак, опускаясь вниз по кускам топливной насадки, захолаживают кислородную зону и подогревают околофурменную зону, где наблюдается максимальная разность температур между дутьевыми газами и поверхностью куска топлива.

Теплоотдача запыленного потока описывается зависимостью [117, 280]

$$Nu_{\pi} = Nu \left( 1 + 6.7 \, \mathrm{Re}^{-0.3}_{\pi} \, \mathrm{Re}^{-0.33}_{\pi} \, \mu \frac{C_{\pi}}{C_{r}} \right), \qquad (3.62)$$

где Nu<sub>п</sub> и Nu – числа подобия Нуссельта для запыленного и чистого газового потока; Re<sub>т</sub> – число подобия Рейнольдса для твердых частиц; µ – весовая концентрация в потоке твердых частиц; C<sub>т</sub> и C<sub>г</sub> – теплоемкости твердой и газовой составляющей потока. Зависимость (3.62) верна при  $1,7 \cdot 10^3 < \text{Re} < 6,5 \cdot 10^4$ ;  $5 < \text{Re}_{\text{T}} < 800$ ;  $2,5 < \mu < 45$ . Для НШП в конце кислородной зоны  $\text{Re} \approx 4,5 \cdot 10^4$ ;  $\text{Re}_{\text{T}} \approx 200$ ;  $\mu \approx 20 \frac{C_{\text{T}}}{C} = 1,3$  [114].

Теплоемкость угольной пыли и коксовой мелочи в 1,3 раза больше теплоемкости газового потока. По выражению (3.62) имеем  $\frac{Nu_n}{Nu} = 2,697$ .

Так как  $\varphi = \frac{Nu_{\pi}}{Re \cdot Pe}$ , то функция переноса  $\varphi$ , а следовательно  $\beta$ , также увеличивается в 2,697 раза. Вместе с  $\beta$  растет и температура  $T_c$  в конце кислородной зоны по формуле (3.59).

С учетом роста коэффициента массообмена запыленного потока имеем:

 $T_{\rm c} = 2449$  К (по Кнорре);  $T_{\rm c} = 2390$  К (по Померанцеву).

Таким образом, для использования в математической модели с целью расчета температуры поверхности кусков топлива в топливной насадке получено соотношение (3.59).

## 3.3 Обоснование влияния обогащения дутья кислородом на теплотехнологические параметры плавки материалов в низкошахтной печи

Результаты математического моделирования влияния обогащения дутья кислородом на различные параметры работы НШП и технологии шахтной плавки находят логичное теоретическое обоснование и позволяют получить новые закономерности и соотношения для осуществления тепло-технологических расчетов.

Скорость выгорания углерода кокса ( $\upsilon_c$ , кг/( $M^2 \cdot c$ )) прямо пропорциональна удельной подаче дутья ( $q_0$ ,  $M^3/(M^2 \cdot c)$ ) и начальному содержанию кислорода в нем ( $O_2^0$ ). Анализ относительного расхода кислорода по реакциям горения C + O<sub>2</sub> = CO<sub>2</sub> (I) и 2C + O<sub>2</sub> = 2CO (II) с учетом того, что 1 моль любого газа при нормальных условиях ( $P = 10^5$  Па, T = 298 °C) имеет объем 22,4 литра, приводит для скорости  $\upsilon_c$  к выражению (3.63) [20, 222]:

$$v_{\rm c} = 0,00536 q_o O_2 \frac{{\rm CO}_2 + {\rm CO}}{{\rm CO}_2 + 0,5{\rm CO}}, \qquad (3.63)$$

где CO<sub>2</sub>, CO – содержание образующихся по реакциям (I) и (II) оксидов углерода в отходящих газах.

Обогащение дутья кислородом способствует росту производительности  $P_{\rm HI}$  НШП:

$$P_{\rm \scriptscriptstyle H\Pi} = \frac{v_{\rm c} \cdot 10^4}{KC}, \, \kappa\Gamma/({\rm M}^2 \cdot {\rm c}), \qquad (3.64)$$

и увеличению скорости Ош схода шихты:

$$v_{\rm m} = \frac{P_{\rm B}}{\rho_{\rm m}(1 - \varepsilon_{\rm m})}, \, \mathrm{M/c}; \tag{3.65}$$

здесь *K* – расход кокса, %; *C* – содержание углерода в коксе, %;  $\rho_{\rm m}$  – плотность куска шихты;  $\rho_{\rm m}(1-\varepsilon_{\rm m})$  – насыпная масса шихты в укладке с порозностью  $\varepsilon_{\rm m}$ .

Излишки кислорода ( $\Delta O_2$ ) в дутье, способствуя увеличению скорости  $v_{\rm m}$  схода шихты, как следствие, ведут к уменьшению времени  $\tau_1$  нагрева шихты до температуры плавления  $T_{\rm пл} = 1150 - 1200$  °C. Одновременно растет высота зоны нагрева  $z_1$  по отношению к начальной высоте  $z_0$  при  $O_2^0 = 21\%$ :

$$z_1 = v_1 \tau_1 = v_1 \tau_0 \frac{v_1}{v_2} = z_0 \frac{21 + \Delta O_2}{21}, \qquad (3.66)$$

где  $\tau_1, \tau_0$  и  $\upsilon_1, \upsilon_2$  – время и скорость схода шихты при  $O_2 = 21 + \Delta O_2$  и  $O_2^\circ = 21 \%$ .

Высота топливной насадки уменьшается и будет равна:

$$H_{\rm TH} = H_{\rm II} - z_1, \tag{3.67}$$

где *H*<sub>п</sub> – полезная высота печи.

Температура металла  $T''_{\scriptscriptstyle M}$  на выходе из зоны нагрева шихты составляет [201]:

$$T''_{_{\rm M}} = T'_{_{\rm M}} + \left(T'_{_{\rm \Gamma}} - T'_{_{\rm M}}\right) \frac{W_1}{W_2} z , \qquad (3.68)$$

где  $T'_{M}$  и  $T'_{\Gamma}$  – температура шихты и газа на входе в зону нагрева при противотоке;  $W_1$  и  $W_2$  – удельные теплоемкости потоков газа и шихты; *z* – относительная высота зоны нагрева.

Удельные теплоемкости потоков газа и шихты рассчитываются по формулам

$$W_1 = C_{\rm r} q_0; \ W_2 = C_{\rm r} P_{\rm B} + (C_{\rm \kappa} K + C_{\rm \mu} u) P_{\rm B} / 100, \ (3.69)$$

где *C*<sub>к</sub>, *C*<sub>и</sub>, *C*<sub>г</sub> – теплоемкости кокса, известняка, газов; *и* – расход известняка, %. Относительная высота зоны нагрева, определяется как

$$z = \frac{1 - \exp[-(1 - W_1 / W_2)(\alpha F / W_1)]}{1 - (W_1 / W_2)\exp[-(1 - W_1 / W_2)(\alpha F / W_1)]},$$
(3.70)

здесь  $\alpha$  – коэффициент теплообмена между газом и шихтой, Вт/(м<sup>2</sup> · K); *F* – площадь теплообмена:

$$F = 6(1 - \varepsilon_{\rm m})(H_{\rm n} - H_{\rm TH})/D_{\rm m}; \qquad (3.71)$$

$$\alpha = \alpha_{v} \frac{D_{m}}{7,5(1-\varepsilon_{m})}; \qquad (3.72)$$

$$\alpha_{v} = 186 v_{0}^{0,9} T_{r}^{0,3} D_{m}^{-0.75} M , \qquad (3.73)$$

где  $\alpha_v$  – объемный коэффициент теплообмена, Вт/(м<sup>3</sup>·K);  $D_{\rm m}$  – средний размер куска шихты, м;  $v_0$  – скорость газа в пустой шахте, м/с;  $T_{\rm r}$  – средняя температура газа в зоне нагрева, К; M– коэффициент, зависящий от процентного содержания мелочи в шихте.

Температура газа на выходе из зоны нагрева шихты определяется по формуле

$$T''_{r} = T'_{r} + (T'_{r} - T'_{M})z. \qquad (3.74)$$

Капли чугуна и шлака, стекая по кускам раскаленного кокса, перегреваются, и температура перегрева определяется по формуле (3.68), а температура газа на выходе из зоны плавления будет равна

$$T_{r} = T_{r}'' - \Delta T_{nn}, \ \Delta T_{nn} = \frac{P_{Hn}L_{nn}}{c_{r}q_{0}} + \frac{L_{mn}y_{mn}}{100 c_{r}q_{0}} P_{B},$$
(3.75)

где  $T''_{r}$  – температура газа на выходе из зоны нагрева шихты;  $\Delta T_{nn}$  – потеря температуры газа за счет плавления шихты;  $P_{Hn}$  – производительность НШП, кг/(м<sup>2</sup> · c);  $L_{nn}$  – теплота плавления шихты, кДж/кг;  $c_{r}$  – теплоемкость газа, кДж/(м<sup>3</sup> · K);  $L_{mn}$  – теплота шлакообразования;  $y_{mn}$  – количество шлака от производительности печи, %.

Для определения по формуле (3.75) температуры  $T''_{r}$ , которая по величине равна  $T''_{r}$  в формуле (3.74) и для ее идентификации необходимо знать значение  $T'_{r}$ , а следовательно, решить уравнения газификации и нагрева дутья в зоне горения кокса. Система уравнений, описывающая процесс расходования кислорода и диоксида углерода по высоте кислородной и восстановительной зон, имеет аналогичный вид [114]:

$$\frac{dC}{dz} = -\varphi FC \frac{1}{1+\mathrm{Sm}} \cdot \frac{T_{c}}{T_{r}}, \qquad (3.76)$$

где  $\phi$  – функция переноса,  $\phi$  = 0,343Re<sup>-0,17</sup>; *F* – удельная площадь теплообмена; *C* – концентрация реагирующего газа; Sm – число подобия Семенова; *T*<sub>c</sub> – температура поверхности кокса.

Число подобия Рейнольдса рассчитывается как

$$\operatorname{Re} = \frac{q_0 d_{\kappa}}{v \varepsilon} \cdot \frac{\overline{T}_{r}}{273}, \qquad (3.77)$$

где  $q_0$  – скорость дутья в пустой шахте, м/с;  $d_{\kappa}$  и  $\varepsilon_{\kappa}$  – средний размер кусков и порозность слоя кокса;  $\nu$  – кинематическая вязкость газа, м<sup>2</sup>/с;  $\overline{T}_{\Gamma}$  – средняя температура газа в топливной насадке, К.

Критерий Семенова рассчитывается из соотношения

$$Sm = v/K_{p}, \qquad (3.78)$$

где  $\upsilon$  – скорость газа;  $K_p$  – константа скорости реакции.

Температуры  $T_c$  и  $T_r$  определяются уравнениями (3.24) и (3.79)-(3.80)

$$T_{\rm np} = T_{\rm o} + \frac{C_{\rm \kappa} v_{\rm c} Q_{\rm c}}{100 q_{\rm o} C_{\rm r}};$$
(3.79)

$$T_{\rm r} = T_0 + \frac{C^0 - C}{C^0} \cdot \left( T_{\rm np} - T_0 \right); \tag{3.80}$$

здесь  $T_{np}$  – калориметрическая приведенная температура в кислородной и восстановительной зонах;  $C_{\kappa}$  – процентное содержание углерода в коксе;  $\upsilon_{c}$  – удельная скорость газификации углерода, кг/(м<sup>2</sup> · c);  $Q_{c}$  – теплота реакций (I) или (II);  $C^{0}$  – начальное содержание  $O_{2}^{0}$  в кислородной и  $CO_{2}^{0}$  в восстановительной зонах; C – текущее значение концентраций  $O_{2}$  или  $CO_{2}$  по высоте зон;  $T_{0}$  – начальная температура дутья.
С увеличением содержания кислорода в дутье растут температура газа в конце кислородной зоны, доля разложившегося диоксида углерода в отходящих газах, а также содержание СО.

Обозначим через  $\delta$  долю разложившегося CO<sub>2</sub> по реакции (3.80), тогда константа равновесия реакции запишется:

$$K_{\rm p} = \frac{\delta^3}{(2+\delta)(1-\delta)} \cdot p_0, \qquad (3.81)$$

где  $p_0$ -избыточное давление газов в печи.

Применяя два балансовых соотношения

$$CO_2 = O_2^0 (1 - \delta),$$
 (3.82)

$$O_{2} = O_{2}^{0} - CO_{2} - CO(50 + 0.5O_{2}^{0})/100$$
(3.83)

и уравнение для определения приведенной температуры  $(T_{np})$  с учетом разложения CO<sub>2</sub> в конце кислородной зоны, получаем:

$$T_{\rm np} = T_0 + \frac{Q_1 \cdot \rm CO_2 + (Q_1 - Q_3) \cdot (\rm CO + O_2)}{0.0224C_1 100},$$
(3.84)

где  $Q_1$  – тепловой эффект реакции C+O<sub>2</sub> = CO<sub>2</sub>+  $Q_1$ ;  $Q_3$  – тепловой эффект реакции 2CO<sub>2</sub> = 2 CO + O<sub>2</sub> –  $Q_3$ ; CO, O<sub>2</sub> – выход газов по реакции 2CO<sub>2</sub> = 2 CO + O<sub>2</sub> –  $Q_3$ .

Из соотношений (3.81) – (3.84) можно найти содержание CO<sub>2</sub>, CO, O<sub>2</sub>,  $T_{np}$  и величину  $\alpha$  в конце кислородной зоны, реализуя численную процедуру.

В отходящих из шахтных печей газах содержатся CO<sub>2</sub>, CO, O<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>. Содержание азота в этих газах составляет

$$N_2 = 100 - (CO_2 + CO + O_2), \%.$$
(3.85)

В соответствии с реакциями 2C +  $O_2 \rightarrow 2CO$  и C +  $O_2 \rightarrow CO_2$  составим балансовое соотношение по кислороду:

$$CO_2 + 0.5CO + O_2 = \frac{O_2^0}{100 - O_2^0} \cdot N_2,$$
 (3.86)

где  $\frac{O_2^0}{100 - O_2^0}$  – доля кислорода в дутье по отношению к азоту.

Подставляя соотношение (3.85) в (3.86) и проведя преобразования, проведенный математический анализ позволяет получить соотношение для расчета содержания СО в отходящих газах:

$$CO = \frac{2(O_2^0 - CO_2 - O_2)}{1 + 0.01O_2^0}.$$
 (3.87)

При  $O_2^0 = 21\%$  имеем

$$CO = 34,71 - 1,653 (CO_2 + O_2).$$
(3.88)

С учетом расходования кислорода на окисление компонентов чугуна (О<sub>2шл</sub>) расширим последнюю формулу:

$$CO = 34,71 - 1,653 (CO_2 + O_2) - n O_{2mn},$$
(3.89)

где *n* – коэффициент пропорциональности.

Так как  $O_{2unn} \ll O_2^0$ , то для инженерных приближений можно принять n = 1.

Таким образом, математический анализ позволяет рассчитывать составы отходящих газов, содержание СО по (3.87), в т.ч. при обогащении дутья кислородом.

## 3.4 Совершенствование комплексной детерминированной математической модели процесса плавки материалов в твердотопливной низкошахтной печи

В диссертационной работе для дальнейшего совершенствования за основу была принята математическая модель, представленная в работах [20, 189 – 191]. В ее структуру добавлены три новых блока [267], показанные на рисунке 3.1 (выделены цветом). Блок 1.1 (используется при применении пылеугольного топлива (ПУТ)) предназначен для расчета времени горения ПУТ в кислородной зоне, блоки 2 и 3 изменены с учетом добавления ПУТ в дутье, подогрева и обогащения дутья кислородом. Блоки для расчета теплообмена между твердой шихтой, жидкими продуктами плавки и газовым потоком, процессов выноса шлака в верхние горизонты шахты, потерь тепла через кладку шахты и подину печи изложены в работе [204], их содержание осталось неизменным.



Рисунок 3.1 – Структура математической модели

# 3.4.1 Математическое моделирование процесса шахтной плавки при применении пылеугольного топлива

Расчет по математической модели начинается с определения времени горения частицы ПУТ. Время горения частицы складывается из времени нагрева частицы до воспламенения ( $\tau_{\text{в.л.}}$ ), времени выгорания летучих ( $\tau_{\text{г.л.}}$ ), времени прогрева коксового остатка ( $\tau_{\text{п.к.}}$ ) и времени горения коксового остатка ( $\tau_{\text{г.к.}}$ ).

Общее время горения частицы ПУТ будет равно:

$$\tau_{\rm obili.} = \tau_{\rm B.J.} + \tau_{\rm r.J.} + \tau_{\rm r.K.} + \tau_{\rm r.K.} \,. \tag{3.90}$$

Расчет составляющих формулы (3.90) проводим по формулам

$$\tau_{\rm B.J.} = 2,35 \cdot 10^{15} \,\overline{\rm T}_{\rm l}^{-4} d_{\rm T} \,; \tag{3.91}$$

$$\tau_{\rm r.n.} = 0.45 \cdot 10^{-6} d_{\rm r}^2, \; ; \tag{3.92}$$

$$\tau_{\rm n.k.} = 5,36 \cdot 10^4 \overline{T}_{\rm r}^{-1.2} d_{\rm r}^{1.5} ; \qquad (3.93)$$

$$\tau_{\rm r.\kappa.} = 3,09 \cdot 10^6 \, \frac{100 - A_{\rm \kappa}^{\rm C}}{100} \frac{\rho_{\rm \kappa} d_{\rm \tau}^2}{T_1^{0.9} O_2},\tag{3.94}$$

где  $\overline{T}_1$  – температура газовой среды, К;  $d_T$  – среднегеометрический размер частицы, м;  $O_2$  – содержание кислорода в дутье, %;  $\rho_{\kappa}$  – плотность коксового остатка, кг/м<sup>3</sup>;  $A_{\kappa}^{c}$  – содержание золы в сухой массе топлива,  $A_{\kappa}^{c} = A^{p} \frac{100}{100 - W^{p}}$ ,%;  $A^{p}$  – содержание золы в рабочей массе топлива, %;  $W^{p}$  – влажность рабочей массы, %.

Плотность коксового остатка находим по формуле

$$\rho_{\kappa} = \rho_{yr} \frac{100 - W^{p} - V^{p} - A^{p}}{100};$$

здесь  $\rho_{yr}$  – плотность угля, кг/м<sup>3</sup>; V<sup>*p*</sup> – содержание летучих в рабочей массе, %.

В модели принято, что расход, а, следовательно, и скорость дутья остается постоянной. Частица ПУТ проходит путь, равный двум диаметрам куска кокса. После прохождения этого пути частица сталкивается с куском кокса, ее скорость становится равна нулю и она снова начинает набор скорости до следующего

столкновения с куском кокса на расстоянии, равном двум диаметрам куска кокса. Относительная скорость определяется как разность между скоростью дутья и скоростью частицы ПУТ в заданный момент времени (3.95):

$$V_{\rm oth.}(t) = V_1 - V_{\rm T}(\tau), \tag{3.95}$$

где  $v_1$  – скорость дутья, м/с;  $\tau$  – время движения частицы ПУТ, с;  $v_{\tau}(\tau)$  – скорость частицы ПУТ в момент времени  $\tau$ , м/с.

Дифференциальное уравнение относительной скорости по времени в турбулентном режиме имеет вид

$$\frac{dv_{\text{oth.}}(t)}{d\tau} = -\frac{k(v_{\text{oth.}})}{m}v_{\text{ot}}^2,$$
(3.96)

здесь *m* – масса частицы, равная  $m = \frac{\pi d_{T}^{3} \rho_{T}}{6}$ ; *k* – константа пропорциональности, определяемая как

$$k = c \frac{\rho_{\rm r}}{2} \frac{\pi d_{\rm r}^2}{4}, \tag{3.97}$$

где  $\rho_{\rm r}$  – плотность газовой среды, кг/м<sup>3</sup>; *с* – аэродинамический коэффициент сопротивления газовой среды, равный

$$c = \frac{24}{\text{Re}} + \frac{4}{\text{Re}^{2/3}} . \tag{3.98}$$

В последнем соотношении число Рейнольдса равно

$$\operatorname{Re} = \frac{d_{\mathrm{T}} v_{\mathrm{OTH}}}{v_{\mathrm{r}}},\tag{3.99}$$

где  $v_r$  – кинематическая вязкость газовой среды, м<sup>2</sup>/с.

Подставив в уравнение (3.98) число Рейнольдса, получим

$$c = \frac{24v_{\rm r}}{d_{\rm r}v_{\rm oth}} + \frac{4v_{\rm r}^{2/3}}{d_{\rm r}^{2/3}v_{\rm oth}^{2/3}}.$$
(3.100)

Комбинируя соотношения (3.97) и (3.100), получим

$$k = \frac{3\nu_{\rm r}\rho_{\rm r}\pi d_{\rm r}}{\nu_{\rm oth}} + \frac{\nu_{\rm r}^{2/3}\rho_{\rm r}\pi d_{\rm r}^{4/3}}{\nu_{\rm oth}^{2/3}}.$$
(3.101)

Окончательно уравнение (3.96) приобретает форму

$$\frac{d\nu_{\rm oTH}(\tau)}{\nu_{\rm oTH}} = -\frac{18\nu_{\rm r}\rho_{\rm r}\nu_{\rm oTH}}{d_{\rm r}^2\rho_{\rm r}} - \frac{6\nu_{\rm r}^{2/3}\rho_{\rm r}\nu_{\rm oTH}^{4/3}}{d_{\rm r}^{5/3}\rho_{\rm r}}.$$
(3.102)

Так как кинематическая вязкость газовой среды, плотность газа, плотность и диаметр частицы постоянны, для упрощения выражения зададим коэффициенты *a*<sub>1</sub> и *a*<sub>2</sub> соотношениями

$$a_1 = \frac{18v_r \rho_r}{d_r^2 \rho_r},\tag{3.103}$$

$$a_2 = \frac{6v_r^{2/3}\rho_r}{d_r^{5/3}\rho_r}.$$
 (3.104)

Выражение (3.102) примет вид

$$\frac{dv_{\rm oth}(\tau)}{dt} = -a_1 v_{\rm oth} - a_2 v_{\rm oth}^{4/3}.$$
(3.105)

Полученное уравнение для нахождения скорости  $v_{\text{отн}}$  можно решить численным методом. Для определения относительной скорости в момент времени t+h, где h – величина шага по времени, воспользуемся методом Рунге-Кутта. Значение относительной скорости будет равно:

$$(v'_{\text{OTH}})_{i+1} = (v'_{\text{OTH}})_i + \frac{h}{6}(k_1 + 2k_2 + 2k_3 + k_4), \qquad (3.106)$$

где  $(\nu'_{\text{отн}})_{i+1}$  – относительная скорость в момент времени  $\tau + h$ , м/с;  $(\nu'_{\text{отн}})_i$  – относительная скорость в момент времени  $\tau$ , м/с;

$$k_{1} = -a_{1}\nu'_{\rm oth} - a_{1}\nu'_{\rm oth}^{4/3}; \qquad (3.107)$$

$$k_{2} = -a_{1} \left( \nu'_{\text{OTH}} + \frac{hk_{1}}{2} \right) - a_{2} \left( \nu'_{\text{OTH}}^{4/3} + \frac{hk_{1}}{2} \right);$$
(3.108)

$$k_{3} = -a_{1} \left( \nu'_{\text{OTH}} + \frac{hk_{2}}{2} \right) - a_{2} \left( \nu'_{\text{OTH}}^{4/3} + \frac{hk_{2}}{2} \right);$$
(3.109)

$$k_4 = -a_1 (v'_{\text{oth}} + hk_3) - a_2 (v'^{4/3}_{\text{oth}} + hk_3).$$
(3.110)

Пройденный частицей путь на каждом шаге *k* по времени определяется по формуле

$$s = v_{\rm r} h$$
, M. (3.111)

В каждый момент времени  $\tau$  определяется скорость частицы ПУТ и пройденный ею путь за время, равное h. Полученные значения пройденного пути суммируются для определения момента столкновения частицы ПУТ с кусками кокса и времени прохождения ею кислородной зоны. Если время движения частицы ПУТ превышает время ее горения, расчет останавливается.

В реальных условиях плавки материалов в НШП, работающих по технологиям, предусматривающим применение ПУТ, частицы топлива сталкиваются с кусками кокса. Это соответствующим образом сказывается на их скорости и времени прохождения кислородной зоны. В модели учтено произвольное положение кусков кокса в кислородной зоне и направление отскока частицы ПУТ после соударения с куском кокса. Расчетные формулы математической модели, учитывающей случайные столкновения, аналогичны. Относительная скорость определяется по формуле (3.106).

После столкновения частицы ПУТ с кусками кокса, вектор ее движения отклоняется от вертикали на угол α (рисунок 3.2). В результате этого частице ПУТ требуется больше времени для преодоления кислородной зоны. Угол, на который может измениться вектор движения частицы, меняется от нуля до 90<sup>0</sup>. Скорость движения частицы под углом α к вертикальной плоскости определяется из уравнения (3.112).



Рисунок 3.2 – Вектор скоростей частицы ПУТ после соударения с куском кокса ( $v_{\rm r}$  – скорость частицы ПУТ;  $v_{\rm zr}$  – вертикальная скорость частицы ПУТ,  $v_{\rm xr}$  – горизонтальная скорость частицы ПУТ)

Скорость движения частицы в вертикальной плоскости будет равна, м/с:

$$v_{zr} = v_{r} \cos \alpha \,. \tag{3.112}$$

Кроме того, согласно разработанной модели, максимальный путь (в вертикальной плоскости), который может преодолеть частица ПУТ, до соударения с куском кокса, равен диаметру куска кокса (рисунок 3.3, а). А минимальный путь равен 0,37 диаметра куска кокса (рисунок 3.3, б).

116



Рисунок 3.3 – Схема расположения кусков кокса в кислородной зоне

Для определения пройденного частицей ПУТ пути вверх и угла  $\alpha$  в математической модели использован генератор случайных чисел. После каждого соударения частицы ПУТ с куском кокса генерируются новые коэффициенты пройденного частицей ПУТ пути (*Rnd*<sub>1</sub>) и угла отклонения от вертикальной плоскости (*Rnd*<sub>2</sub>). Значения коэффициентов *Rnd*<sub>1</sub> и *Rnd*<sub>2</sub> колеблются в границах от нуля до единицы. Пройденный частицей ПУТ путь до удара определяется по формуле

$$l_T = l_{\min} + Rnd_1(l_{\max} - l_{\min}), \qquad (3.113)$$

где  $l_{\min}$  и  $l_{\max}$  – минимальный и максимальный путь, который может пройти частица ПУТ, м.

Угол, на который отклоняется частица после удара, определяется по формуле

$$\alpha = \frac{\pi}{2} Rnd_2. \tag{3.114}$$

При угле  $\alpha = 90^{\circ}$  частица ПУТ движется в горизонтальной плоскости до следующего соударения с куском кокса. При угле  $\alpha = 0$  частица ПУТ движется в вертикальной плоскости до следующего соударения с куском кокса.

Высота, на которую поднимается частица ПУТ, определяется по формуле

$$s(\tau) = l(\tau) \cdot \cos \alpha \,. \tag{3.115}$$

В каждый момент времени  $\tau$  определяются скорость частицы ПУТ и ее скорость в вертикальной плоскости, пройденный ею путь и высота, на которую она поднимается, за время, равное h. Полученные значения пройденного пути суммируются для определения момента столкновения частицы ПУТ с кусками кокса. Полученные значения высоты, на которую поднимается частица, также суммируются для определения времени прохождения ею кислородной зоны.

Блок-схема расчета горения пылеугольной частицы с учетом случайных столкновений в плотном слое низкошахтных печей представлена в приложении В.

Расчетные значения скорости угольной частицы ( $v_{\rm r}$ ), полного времени ее горения ( $\tau_0$ ) и длины пути ( $l_{\rm r} = v_{\rm r} \cdot \tau_0$ ) пролета частицы за время  $\tau_0$  представлены в таблице 3.3 и на рисунке 3.4.

Таблица 3.3 – Скорость угольной частицы, полное время горения, длина пути, время пролета частиц

$d_{\mathrm{t}}$ , M	10 <sup>-3</sup>	$5 \cdot 10^{-4}$	10 <sup>-4</sup>	5.10-5	10 <sup>-5</sup>	5.10-6	10 <sup>-6</sup>
<i>V</i> <sub>т</sub> , м/с	0,25	0,45	2,40	3,50	3,55	3,85	3,95
$ au_0, c$	0,197	0,092	0,0128	0,0061	0,0012	0,00059	0,00012
$l_{_{\mathrm{T}}}$ , M	0,0492	0,041	0,031	0,0186	0,00426	0,00227	0,00047

Численные данные для  $\tau_0$  соответствуют аналитической функции

$$\tau_0 = 381,74 \cdot d_{\rm T}^{1,096}.\tag{3.116}$$

Для обеспечения полного сгорания угольных частиц в пределах кислородноокислительной зоны длина пути соответственно должна быть меньше высоты этой зоны. Результаты проведенных расчетов (рисунок 3.4) показывают, что угольные частицы диаметром от 0,001 до 1 мм полностью сгорают в пределах кислородноокислительной зоны, поскольку их длина пути не превышает 50 мм, что значительно меньше высоты этой зоны в действующих печах.



Рисунок 3.4 – Зависимость скорости полета (*a*) угольной частицы и длины пути (б) от ее диаметра

## 3.4.2 Математическое моделирование процесса шахтной плавки с учетом подогрева и обогащения дутья кислородом

Газообразование (газификацию) в топливной насадке при подогреве и обогащении дутья кислородом рассчитывается по методике, изложенной в предыдущих разделах 3.1 – 3.3.

### 1) Кислородная зона (КЗ)

В кислородную зону вместе с дутьем подается пылеугольное топливо в количестве  $\varphi_n$ , %, от металлозавалки. Горение ПУТ в пределах КЗ идет по реакции (I)  $C + O_2 = CO_2 + Q_1$ .

По этой же реакции (I) идет горение твердого топлива. Расходование кислорода по высоте слоя кокса (антрацита) описывается выражением

$$\frac{dQ_z}{dz} = -\varphi_1 F O_2 c \frac{1}{1 + Sm_1}.$$
(3.117)

После интегрирования уравнения (3.117) имеем

$$O_2^*(z) = O_2^0 \exp(-A_1 z);$$
 (3.118)

здесь  $O_2^*(z)$  – остаточное содержание кислорода при текущей координате *z*;  $A_1 = \varphi_1 F_1 \cdot \frac{1}{1 + Sm_1}$ .

$$\varphi_1 = 0.34 \operatorname{Re}_1^{-0.17}$$
;  $\operatorname{Re}_1 = \frac{\nu_1 d_k}{\overline{\nu}_1}$ ;  $F_1 = \frac{6(1 - \varepsilon_k)\psi_1}{d_k}$ ;  $\nu_1 = \frac{g_0}{\varepsilon} \cdot \frac{T_1}{273}$ ,

где  $\overline{v_1}$  – кинематическая вязкость газа, рассчитывается по отдельной подпрограмме ПП2 (Приложение Г) по составу газа.

Реакция (II)  $2C + O_2 = 2CO + Q_2$  резко интенсифицируется при температуре  $T_c$  = 2200 K;  $Q_2 = 244434$  кДж/кмоль.

Расход кислорода ( $\Delta O_2, \%$ ) при достижении температуры  $T_c = 2200$  К за счет реакции (I)  $C + O_2 = CO_2 + Q_1$ ,  $Q_1 = 408842$  кДж/кмоль, определяется по соотношению

$$\Delta O_2 = \frac{T_c \cdot c_1 \cdot 22, 4 \cdot 100}{Q_1}, \qquad (3.119)$$

где  $\overline{c_1}$  – теплоемкость газа, рассчитывается по отдельной подпрограмме ПП1 (Приложение Г).

Состав газа:  $O_2^* = O_2^0 - \Delta O_2$ ,  $CO_2^0 = \Delta O_2$ ,  $N_2 = 100 - O_2^0$ , где  $O_2^*$  – остаточное содержание кислорода в дутье, %.

Высота кислоодной зоны определяется по соотношению (3.41).

2) Окислительно-восстановительная зона (ОКВ) Высота ОКВ-зоны равна

$$H = H_{\rm TH} - z_{\rm K3} \,. \tag{3.120}$$

В ОКВ-зоне идут параллельно две реакции (II)  $2C + O_2 = 2CO + Q_2$  и (III)  $CO_2 + C = 2CO - Q_3$ .

120

Расходование кислорода по высоте зоны описывается кинетическим уравнением

$$\frac{dO_2^*}{dz} = -\varphi_2 F_2 O_2^* \cdot \frac{1}{1 + Sm_2} \,. \tag{3.121}$$

После интегрирования уравнения (3.121) при изменении параметра z от  $z_{\kappa_3}$  до текущего его значения  $z > z_{\kappa_3}$  получаем

$$O_2^*(z) = O_2^* \exp(-A_2 z).$$
 (3.122)

Среднее значение содержания кислорода в ОКВ-зоне составит

$$\overline{O}_{2}^{*} = \frac{O_{2}^{*}}{A_{2}(H_{TH} - z_{K3})} [1 - \exp[A_{2}(H_{TH} - z_{K3})]], \qquad (3.123)$$

где  $A_2 = \varphi_2 F_2 \cdot \frac{1}{1 + \mathrm{Sm}_2};$ 

 $\varphi_2 = 0,28 \operatorname{Re}_2^{-0,18}$ ;  $\operatorname{Re}_2 = \frac{v_2 d_k}{\overline{v_2}}$ ;  $\overline{v_2} = \frac{g_0 \overline{T_2}}{\varepsilon \cdot 273} \cdot B_2$ ; (здесь  $B_2$  – коэффициент увеличения

выхода газов по реакции (II)  $2C + O_2 = 2CO + Q_2$ );

$$F_2 = \frac{6(1 - \varepsilon_k)\psi_2}{d_k}; \ B_2 = \frac{\text{CO} + (100 - \text{O}_2^0)}{100}; \ \text{CO} = \frac{2\text{O}_2^*}{1 + 0.01\text{O}_2^*}.$$

Содержание СО по высоте z ОКВ-зоны дается уравнением

$$CO(z) = \frac{2[O_2^* - O_2^*(z)]}{1 + 0.01O_2^*(z)}.$$
(3.124)

Кинетика реакции (III) C+ CO<sub>2</sub> = 2CO –  $Q_3$  описывается уравнением

$$\frac{d\mathrm{CO}_2}{dz} = -\frac{k_{\mathrm{np}}}{v_3} \cdot F_3 \cdot \mathrm{CO}_2 \cdot \frac{\mathrm{Sm}_3}{\mathrm{Sm}_3 + 1},\tag{3.125}$$

после интегрирования которого имеем ( $z_{\kappa_3} \le z \le H_{\text{th}}$ ):

$$CO_2(z) = CO_2^0 \exp(-A_3 z),$$
 (3.126)

где 
$$A_3 = \frac{k_{\rm np}}{\nu_3} F_3 \cdot \frac{{\rm Sm}_3}{{\rm Sm}_3 + 1};$$
 (3.127)  
 $k_{\rm np} = 1.6 \cdot 10^{-5} \exp(-\frac{192600}{RT_{\rm c3}}); R = 8.29 \frac{{\rm Дж}}{{}_{\rm MOЛЬ} \cdot {}^0{\rm C}};$   
 $\nu_3 = \nu_2; F_3 = F_2; {\rm Sm}_3 = {\rm Sm}_2.$ 

3) Определение средней температуры поверхности кокса в кислородной зоне  $T_{\rm c}$ ,  $T_{\rm np}$  и  $\overline{T_{\rm r}}$ :

$$T_{\rm c} = \frac{0.2186 \cdot E^*}{a \cdot 10^{-4} \cdot E^* + b - \lg\beta^*}; \qquad (3.128)$$

 $E^* = E/4,1868; a = 1; b = 0,398 \beta^* = \beta_0(\frac{T_{\pi}}{273})(\frac{O_2^0}{21\%});$ 

 $\beta_0 = 2,5$  при  $T_{\mu} = 273$ К;  $O_2^0 = 21\%$ ;

$$T_{\rm np} = \frac{Q_1(O_2^0 - O_2^*)}{\overline{c_1} \cdot 22, 4 \cdot 100} + T_{\rm q} \cdot \frac{\overline{c_{\rm q}}}{\overline{c_1}}, \qquad (3.129)$$

где  $T_{\rm np}$  – приведенная температура газа;  $\overline{c_{\rm n}}$  – средняя теплоемкость дутья;

$$\overline{T}_{\rm r} = 2T_{\rm c} - T_{\rm np}, \qquad (3.130)$$

где  $\overline{T}_{r}$  – средняя температура газа в кислородной зоне;

4) Определение средней температуры газа в окислительновосстановительной зоне

4.1. Среднее значение содержания кислорода по реакции  $2C + O_2 = 2CO + Q_2$ :

$$\overline{O}_{2}^{*} = \frac{O_{2}^{*}}{A_{2}(H_{TH} - z_{K3})} [1 - \exp[-A_{2}(H_{TH} - z_{K3})]].$$
(3.131)

4.2. Повышение температуры газа за счет этой реакции:

$$\Delta T_{2} = \frac{Q_{2} \cdot \overline{Q}_{2}^{*}}{\overline{c}_{r2} \cdot 22, 4 \cdot 100};$$
  
$$\overline{CO}_{II} = \frac{2 \cdot (O_{2}^{*} - \overline{O}_{2}^{*})}{1 + 0, 01 \cdot \overline{O}_{2}^{*}},$$
(3.132)

где  $\overline{CO}_{II}$  – среднее содержание  $\overline{CO}$  в ОКВ-зоне.

4.3. Среднее значение содержания  $CO_2$  в ОКВ-зоне по реакции газификации  $CO_2 + C = 2 CO - Q_3$ :

$$\overline{\text{CO}}_{2} = \frac{\text{CO}_{2}^{0}}{A_{3}(H_{\text{TH}} - z_{\text{K3}})} [1 - \exp[-A_{3}(H_{\text{TH}} - z_{\text{K3}})]].$$
(3.133)

4.4. Понижение температуры газа за счет этой реакции:

$$\Delta \overline{T}_{3} = \frac{Q_{3} \cdot \overline{CO}_{2}}{\overline{c_{r2} \cdot 22, 4 \cdot 100}}.$$
 (3.134)

4.5. Температура газа в ОКВ-зоне:

$$\overline{T}_2 = \overline{T}_{\Gamma} + \Delta \overline{T}_2 - \Delta \overline{T}_3.$$
(3.135)

5) Определение средней температуры газов в коксовой насадке:

$$\overline{T}_{\kappa} = \frac{\overline{T}_{\Gamma} \cdot z_{\kappa_3} + (\Delta \overline{T}_2 - \Delta \overline{T}_3)(H_{\tau_{\rm H}} - z_{\kappa_3})}{H_{\tau_{\rm H}}}.$$
(3.136)

6) Среднее содержание газов в ОКВ-зоне:

параметр  $\overline{CO}_2$  определяется по формуле (3.133);  $\overline{CO} = \overline{CO}_{II} + \overline{CO}_{III}$ ;

$$\overline{\text{CO}}_{III} = \frac{2(\text{O}_2^* - \text{CO}_2)}{1 + 0.01(\text{O}_2^* - \overline{\text{CO}}_2)}; \ \overline{N}_2 = 100 - (\overline{\text{CO}}_2 + \overline{\text{CO}} + \overline{\text{O}}_2^*).$$

Коэффициент увеличения выхода газов определяется как

$$B_2^{"} = \frac{\overline{\text{CO}} + \overline{\text{N}}_2 + \overline{\text{CO}}_2 + \overline{\text{O}}_2^{*}}{100}.$$

Содержание газов на выходе из ОКВ-зоны определяется по формуле (3.122),

$$(3.124)$$
 и  $(3.126)$  при  $z = H_{\text{тн}}$ , т.е.  $O_2 = O_2^*(H_{\text{тн}})$ ;  $CO = CO(H_{\text{тн}})$ ;  $CO_2 = CO_2(H_{\text{тн}})$ ;

$$N_{2}(H_{TH}) = 100 - [CO_{2}(H_{TH}) + CO(H_{TH}) + O_{2}^{*}(H_{TH})].$$

Коэффициент увеличения выхода газов находится так:

$$B_2^{"} = \frac{\text{CO}(H_{\text{TH}}) + \text{N}_2(H_{\text{TH}}) + \text{CO}_2(H_{\text{TH}}) + \text{O}_2^*(H_{\text{TH}})}{100}.$$

Окончательный состав газов в пересчете на 100 % с учетом коэффициента *B*<sub>2</sub><sup>"</sup> будет равен

$$O_2 = O_2^*(H_{TH})/B_2^{TT}; CO_2 = CO_2(H_{TH})/B_2^{TT}; CO = CO(H_{TH})/B_2^{TT}; N_2 = N_2(H_{TH})/B_2^{TT}.$$

Блок-схема кислородной (КЗ) и окислительно-восстановительной (ОКВ) зон представлена в приложении Г.

Исходными данными для разработанной математической модели являются следующие параметры.

### Кислородная зона

Начальные данные:  $O_2^0$  – содержание кислорода в дутье, %;  $q_0$  – расход дутья, нм<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·с);  $T_{\pi}$  – температура дутья, К;  $\kappa$  – расход кокса (антрацита), % к металлозавалке;  $\varepsilon_{\kappa}$  – порозность слоя кокса;  $\psi_{\kappa}$  – коэффициент формы куска топлива;  $\varphi_n$  – расход угольной пыли (ПУТ), % к металлозавалке;  $\mathcal{A}_1$  – диаметр печи, м; CO<sub>2</sub> – содержание CO<sub>2</sub> в газах кислородной зоны;  $\overline{T}_r$  – средняя температура газа в кислородной зоне;  $\kappa_3$  – коэффициент замещения кокса – ПУТ;  $d_{\kappa}$  – средний размер куска топлива, м;  $d_r$  – средний размер частицы угольной пыли, м; Sm<sub>1</sub> – число подобия Семенова; С – содержание углерода в топливе, %;  $H_{\tau \mu} = 1,165\sqrt{\mathcal{A}_1}$  – высота топливной насадки, м;  $H_n = 4,345\sqrt{\mathcal{A}}$  – полезная высота печи, м;  $N_2^0 = 100 - O_2^0$  – содержание кислорода в дутье, %;  $Q_1 = 408842$  кДж/кмоль;  $E = 30\cdot10^3$  ккал/моль = 125,6\cdot10^3 кДж/моль.

### Окислительно-восстановительная зона (ОКВ)

Начальные данные:  $\overline{T}_2$  – средняя температура газа в ОКВ-зоне;  $Q_2 = 244434$  кДж/кмоль;  $Q_3 = -162405$  кДж/кмоль.

Настройку и верификацию математической модели проводили с использованием результатов промышленных экспериментов по плавке чугуна в низкошахтных печах с применением дутья, обогащенного кислородом [20, 222]. На рисунке 3.5, в качестве примера, показаны результаты математического моделирования, а именно расчета с применением разработанной модели температуры чугуна в зависимости от содержания кислорода в дутье (сплошная линия), точками показаны экспериментальные данные. Погрешность расчета температуры чугуна не превышает  $\pm 12$  °C. Принимая во внимание комплексность математической модели, возможность учета взаимосвязи факторов и процессов, имеющих различную физическую природу, а также ее область применения и назначение, модель признана достоверной, а ее точность удовлетворительной для прогнозных и инженерных расчетов.



Рисунок 3.5 – Результаты определения температуры чугуна в зависимости от обогащения дутья кислородом: сплошная линия – математическое моделирование, точки – экспериментальные данные

С применением разработанной математической модели проведено исследование влияния различных способов интенсификации плавки материалов в НШП, в частности подогрева и обогащения дутья кислородом, на газообразование и высоту кислородной зоны в топливной насадке. При проведении многовариантных расчетов температуру дутья задавали в интервале 300 - 700 K, содержание кислорода в дутье 21 - 25 %, порозность кокса 0,5, размер кусков кокса 60 мм, удельную подачу дутья  $1,75 \text{ м}^3/(\text{ м}^2 \cdot \text{с})$ . На рисунках 3.6 и 3.7 представлены распределения газов по высоте топливной насадки при различных значениях температуры подогрева дутья и содержания кислорода в дутье соответственно.

Анализ полученных результатов показывает, что подогрев и обогащение дутья кислородом оказывают существенное влияние на процессы горения кокса и газообразование. Подогрев дутья с 300 до 700 К приводит к снижению высоты кислородной зоны, которая может быть идентифицирована по максимуму содержания  $CO_2$  (на рисунке 3.5 показаны точками), с почти 0,4 до 0,2 м, т.е. фактически в 2 раза, уменьшению содержания  $CO_2$  и увеличению содержания CO.

124



Рисунок 3.6 – Распределение газов по высоте топливной насадки при различных

значениях температуры подогрева дутья:

– 300 K, — 400 K, — 500 K, — 600 K, — 700 K 25 СО 20 Z<sub>Ka</sub> Содержание газов, % 15  $CO_2$ 10 5 O<sub>2</sub> 0 0 0,2 0,6 0,8 0,4 1 1,2 1,4 1,6 Высота топливной насадки, м



<u>-21 %, 22 %, 23 %, 24 %, 25%</u>

125

Обогащение дутья кислородом с 21 до 25 % оказывает на высоту кислородной зоны аналогичное влияние, сокращая ее примерно в 1,8 раза. Характерно, что обогащение дутья кислородом при снижении высоты кислородной зоны приводит к росту содержания СО при почти неизменном распределении содержания  $CO_2$  по высоте топливной насадки, но при одновременном увеличении остаточного кислорода от 0,5 до 2,0 %, который расходуется на окисление примесей чугуна.

## 3.5 Определение высоты топливной насадки и теплопотерь через стенки шахты печи

За основу расчета теплопотерь были взяты критериальные уравнения для течения газа в трубах и для теплопередачи конвекцией [20]. С внутренней стороны стенка нагревается потоком отходящих печных газов, этому процессу соответствуют

Nu<sub>1</sub> = 0,018Re<sub>1</sub><sup>0,8</sup>; Nu<sub>1</sub> = 
$$\frac{\alpha_1 D_1}{\lambda_1}$$
; Re<sub>1</sub> =  $\frac{\nu_1 D_1}{\nu_1}$ , (3.137)

где  $\upsilon_1$ ,  $\upsilon_1$ ,  $\lambda_1$  – скорость, кинематическая вязкость, теплопроводность газов;  $D_1$  – внутренний диаметр печи;  $\alpha_1$  – коэффициент теплоотдачи от газов к стенке шахты.

При теплоотдаче конвекцией с наружной стенки определяющими будут

Nu<sub>2</sub> = 0,133Gr<sup>0,33</sup>; Nu<sub>2</sub> = 
$$\frac{\alpha_2 D_2}{\lambda_2}$$
; Gr =  $\frac{9,81(T_c - T_0)}{T_0} \cdot \frac{H_2^3}{v_2^2}$ , (3.138)

где  $v_2$  и  $\lambda_2$  – кинематическая вязкость и теплопроводность воздуха;  $D_2$  и  $H_2$  – внешний диаметр и полная высота печи;  $T_c$  и  $T_0$  – температура наружной стенки и наружного воздуха;  $\alpha_2$  – коэффициент теплоотдачи от стенки к воздуху.

Определив параметры  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$ , рассчитаем потери тепла  $Q_{\pi}$  в единицу времени с 1 м<sup>2</sup> сечения печи:

$$Q_{\rm II} = 4K_{\rm H} (\overline{T}_{\rm I} - T_{\rm 0}) H_2 / D_1^2, \qquad (3.139)$$

где  $K_{\rm H}$  – коэффициент теплопередачи;  $\overline{T}_{\rm r}$  – средняя температура газа по высоте печи;

$$K_{\rm H} = \left(\frac{1}{\alpha_{\rm I}D_{\rm I}} + \frac{1}{2\lambda_{\rm \phi}}\ln\frac{D_{\rm 2}}{D_{\rm I}}\right)^{-1}; \qquad (3.140)$$

здесь  $\lambda_\varphi-$  теплопроводность футеровки.

Падение температуры  $\Delta T_{\rm n}$  газового потока составляет

127

$$\Delta T_{\rm m} = \mathbf{Q}_{\rm m} / (\mathbf{c}_{\rm r} \boldsymbol{\upsilon}_{\rm r}), \qquad (3.141)$$

где *с*<sub>г</sub> – средняя теплоемкость газа; *v*<sub>г</sub> – скорость газового потока.

Потери тепла через стенки горна составят

$$Q_{\rm F} = 4K_{\rm H} \left( \overline{T}_{\rm M} - T_0 \right) \frac{H_{\rm F}}{\mathcal{I}_1^2}, \qquad (3.142)$$

где  $\overline{T}_{M}$  – средняя температура металла в горне.

Потери тепла через лещадь определяются по формуле

$$Q_{\pi} = K_{\pi} \left( \overline{T}_{M} - T_{0} \right), \qquad (3.143)$$

в которой  $K_{n}$  – коэффициент теплопередачи,

$$K_{\pi} = \left(\frac{1}{\alpha_1} + \frac{b}{\lambda_{\phi}} + \frac{1}{\alpha_2}\right); \qquad (3.144)$$

здесь b – толщина футеровки лещади;  $\lambda_{\phi}$  – теплопроводность футеровки.

Падение температуры металла за время наполнения горна составит

$$\Delta T_{\rm M} = (Q_{\rm \Gamma} + Q_{\rm I})/(P_{\rm HII}c_{\rm W}), \qquad (3.145)$$

где *P*<sub>нп</sub> – производительность печи; *c*<sub>ж</sub> – теплоемкость жидкого металла.

Если металл дополнительно выдерживается в горне в течение времени τ<sub>1</sub>, то дополнительные потери температуры металла составят

$$\Delta T_1 = T_{\rm M} \, \tau_1 / \tau, \qquad (3.146)$$

где т – время заполнения горна, определяется по формуле

$$\tau = (\varepsilon_{\kappa} \rho_{\mathcal{K}} H_{\Gamma}) / P_{B}, \qquad (3.147)$$

в которой  $\epsilon_{\kappa}$  – порозность коксовой насадки;  $\rho_{\pi}$  – плотность жидкого металла.

128

По обобщенной математической модели были рассчитаны высота топливной насадки  $H_{\text{TH}}$  и тепловые потери  $\Delta T_{\text{F}}$  в зависимости от основных параметров процесса:  $\upsilon_0$  – скорости воздуха в пустой шахте;  $O_2^0$  – начального содержания кислорода в дутье;  $T_0$  – температуры дутья;  $H_0$  – полезной высоты печи;  $D_{\text{K}}$  – среднего размера кусков кокса; K – расхода кокса, %;  $D_1$  – внутреннего диаметра печи. Эталонная печь имела следующие параметры:  $\upsilon_0 = 1,75 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{c})$ ;  $O_2^0 = 21\%$ ;  $T_0 = 300 \text{ K}$ ;  $H_0 = 5,0 \text{ M}$ ;  $d_{\text{K}} = 0,065 \text{ M}$ ; K = 14%;  $D_1 = 1,13 \text{ M}$ .

По оси абсцисс на рисунках 3.8 и 3.9 [20] отложены значения симплекса *c*/*c*\*, или отношения абсолютных значений параметров исследуемой и эталонной печи.

Положение уровня плавления определяется скоростью прогрева шихты до критической температурной зоны, которая определяет необходимый температурный напор на уровне плавления. Характер поведения кривых на рисунке 3.8 раскрывает основная формула теплообмена в противотоке.

Уровень высоты топливной насадки определяется равенством  $T_{\rm M} = T_{\rm пл}$ . Высота топливной насадки как функция  $f(v_0, O_2^0)$  проходит через максимум. На начальном участке кривой 1 поведение  $H_{\rm TH}$  обусловлено возрастанием коэффициента теплообмена  $\alpha \sim v_0^{0.9}$ , при  $v_0 > 1,5 \, {\rm m}^3/({\rm m}^2 \cdot {\rm c})$  значение  $H_{\rm TH}$  уменьшается за счет выноса шлака в зону нагрева, и высота зоны подогрева шихты ( $H_{\rm n}$ ) до температуры плавления увеличивается, так как  $\alpha F = {\rm const}$ ; ( $F \sim H_{\rm TH}$ ) при  $T_{\rm M} = T_{\rm nn}$  и  $W_{\rm r}/W_{\rm H} = {\rm const}$ .

Функция  $H_{\kappa} = f(O_2^0)$  возрастает на начальном участке и ее поведение в этой области связано с ростом температуры газа  $T_{\Gamma}$  на входе в зону нагрева печи, но с ростом содержания  $O_2^0$  одновременно уменьшается величина отношения  $W_{\Gamma}/W_{M}$ , пропорционально соотношению

$$W_1 / W_2 \approx K c_{\Gamma} / (O_2^0 c_{M}),$$
 (3.148)

где *W*<sub>1</sub> и *W*<sub>2</sub> – удельные теплоемкости потоков газа и шихты.



Рисунок 3.8 – Изменение высоты топливной насадки в зависимости от основных технологических и конструктивных параметров [20]



Обозначения кривых те же, что и на рисунке 3.8

Рисунок 3.9 – Расчетная величина тепловых потерь [20]

Скорость нагрева шихты уменьшается, увеличивается высота зоны подогрева, а высота топливной насадки  $H_{\text{TH}} = H_0 - H_{\Pi}$  уменьшается. Увеличение значения  $W_{\text{г}}/W_{\text{H}}$  с повышением параметра *K* вызывает рост высоты топливной насадки (кривая 6). Менее интенсивно изменяются функции  $H_{\text{TH}} = f(H_0)$  и  $H_{\text{TH}} = f(D_1)$ . Характер последней кривой установлен эмпирически [126]:

$$H_{\rm TH} = 0.45 + 0.7D_1. \tag{3.149}$$

Рассчитанные значения *H*<sub>тн</sub> численным методом хорошо соответствуют экспериментальным данным (см. таблицу 3.4). Относительная разность не превышает 7,2 %.

Motor opporations	Значение $H_{\text{тн}}$ при внутреннем диаметре $D_1$ , м						
метод определения	0,5	1,0	1,13	1,35	1,7	2,1	
$H_{\text{TH}} = 0,45 + 0,7D_1$	0,80	1,15	1,24	1,40	1,64	1,92	
Численный	0,84	1,10	1,17	1,35	1,53	1,85	
Относительная разность, %	+4,76	- 4,5	-6,0	-3,7	-7,2	-3,8	

Таблица 3.4 – Изменение высоты топливной насадки (Н<sub>тн</sub>)

При определении функциональной зависимости  $H_{\text{TH}} = f(D_1)$  численным методом высота печи также изменялась в соответствии с эмпирическим выражением  $H_0 = (4,3 \div 4,5) \cdot D_1^{0.5}$ . Уровень зоны плавления постепенно уменьшается при повышении температуры дутья  $(T_0)$ . Все избыточное тепло, вносимое воздухом, полностью расходуется в зоне перегрева на нагрев жидкого металла и на протекание реакции SiO<sub>2</sub> + C  $\rightarrow$  [Si] + CO. При  $T_{\text{M}} > 1400$  °C содержание кремния в чугуне увеличивается. Расчет показывает, что высота кислородной зоны ( $z_{\text{K3}}$ ) как функция от  $T_0$  полностью коррелирует с поведением функции  $H_{\text{TH}} = 1,17 - 0,00056(T_0 - 293), z_{\text{K3}} = 0,52 - 0,00056(T_0 - 293)$ . Аналогично коррелируют функции  $H_{\text{TH}} = f(d_{\text{K}})$  и  $z_{\text{K3}} = f(d_{\text{K}})$ , но  $H_{\text{TH}}$  и  $z_{\text{K3}}$  растут с увеличением  $d_{\text{K}}$ .

Характер изменения тепловых потерь  $\Delta T_{\Gamma} = f(c/c^*)$  (рисунок 3.9) определяется поведением высоты топливной насадки  $H_{TH} = f(c/c^*)$  (рисунок 3.8).

Максимальная величина тепловых потерь достигается в области топливной насадки, где максимальны температура газового потока и излучение с поверхности

кусков кокса. На начальном участке возрастания содержания  $O_2^0$  в дутье резко растет приход тепла в области топливной насадки, что приводит к росту тепловых потерь, но одновременно при  $O_2^0 > 18,5 \%$  наблюдается резкое снижение ее высоты. Высота зоны подогрева шихты, где тепловые потери минимальны, увеличивается, поэтому функции  $H_{\text{TH}} = f(O_2^0)$  и  $\Delta T_r = f(O_2^0)$  имеют аналогичный вид. Повышение температуры дутья незначительно снижает  $H_{\text{TH}}$  и также слабо влияет на тепловые потери. В поведении функций  $H_{\kappa} = f_1(d_{\kappa}, K)$  и  $\Delta T = f(d_{\kappa}, K)$  прослеживается корреляционная зависимость, но следует заметить, что рост параметра *K* и размера  $d_{\kappa}$  до 0,065 м приводит к резкому повышению значения  $H_{\text{TH}}$ , хотя средние температуры газа и поверхности кокса в области коксовой насадки падают. Это связано с ростом высоты восстановительной зоны (зависимость от *K*) и с ростом объема захолаживающих зон (зависимость от  $d_{\kappa}$ ). По этой причине кривые 5 и 6 (рисунок 3.8) имеют нехарактерную зависимость от симплекса.

Из определения тепловых балансов процесса плавки в низкошахтной печи следует, что тепловые конвективные потери составляют 2 ÷ 4 % от общего прихода тепла [126]. Проведенные расчеты хорошо соответствуют данным тепловых балансов.

Для иллюстрации возможностей программы на рисунках 3.10 – 3.13 приведены расчетные номограммы плавки материалов в НШП при обогащении дутья кислородом до 30 % и при подогреве дутья до 1000 К.

На рисунке 3.10 представлена расчетная номограмма для низкошахтной печи с одним рядом фурм ( $T_q$ = 300 K;  $O_2^0 = 21$  %) [220].

Сравнивая рисунки 3.10 и 3.11, замечаем, что при низком расходе дутья  $(q_0 = 30 \div 60 \text{ м}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{мин}))$  номограммные кривые при  $O_2^0 = 25$  % идут ниже таковых при  $O_2^0 = 21$  %. При  $q_0 = 60 \div 90 \text{ m}^3/(\text{m}^2\text{мин})$  температура металла  $(T_{\text{M}})$  примерно одинакова для  $O_2^0 = 21$  % и  $O_2^0 = 25$  %. И только при высоком расходе кокса (16 ÷ 20 %) температура металла на выпуске при  $O_2^0 = 25$  % становится выше, чем  $T_{\text{M}}$  при  $O_2^0 = 21$  %. Это связано с тем, что в программу вычислений были включены формулы (3.63) – (3.66).



Рисунок 3.10 – Расчетная номограмма [220] процесса плавки чугуна в НШП при  $O_2^0 = 21$  % и  $T_q = 300$  К



Рисунок 3.11 – Расчетная номограмма процесса плавки чугуна в НШП при  $O_2^0 = 25$  % и  $T_q = 300$  К



Рисунок 3.12 – Расчетная номограмма процесса плавки чугуна в НШП при  $O_2^0 = 30$  % и  $T_q = 300$  К



Рисунок 3.13 – Расчетная номограмма процесса плавки чугуна в НШП при  $O_2^0 = 21$  % и  $T_q = 1000$  К

В соответствии с их физическим и математическим смыслом обогащение дутья кислородом приводит к увеличению скорости выгорания углерода по формуле (3.63), к росту производительности печи ( $P_{\rm un}$ ) и скорости схода шихты ( $v_{\rm u}$ ) по уравнениям (3.64) и (3.65). Одновременно растет высота зоны нагрева шихты ( $z_1$ ) по уравнению (3.66) и падает высота топливной насадки. Так как  $v_c$  пропорционально произведению ( $q_0 \cdot O_2^0$ ),  $v_c \sim q_0 O_2^0$ , то для поддержания оптимальной высоты топливной насадки ( $v_c = \text{const}$ ) с увеличением содержания  $O_2^0$  в дутье необходимо пропорционально уменьшить количество дутья ( $q_0$ ), подаваемого в печь. При большом количестве дутья ( $q_0 > 90 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ ) для поддержания оптимальной высоты топливной насадки необходимо увеличивать расход кокса в завалку ( $K \ge 16$  %). Только при таких условиях плавки температура металла ( $T_{\rm M}$ ) на выпуске выравнивается с таковой при дутье с  $O_2^0 = 25$  %, а при K = 20 % даже превышает на 10 ÷ 15 °C при номинальном параметре дутья ( $O_2^0 = 21$  %). Производственные эксперименты, представленные в главе 6, полностью подтверждают результаты математического моделирования.

Особенно наглядно проявляется влияние увеличения содержания кислорода в дутье на параметры  $T_{\rm M}$  и  $P_{\rm HII}$  при  $O_2^0 = 30$  % (рисунок 3.12). Здесь отмечается резкое снижение температуры металла при K = 10 % и K = 12 % во всем диапазоне изменения величины  $q_0$  ( $30 \le q_0 \le 120 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ ). Производительность печи растет по уравнению (3.64).

Подогрев дутья до 1000 К при  $O_2^0 = 21$  % (рисунок 3.13) резко увеличивает выходные параметры процесса – температуру металла и производительность печи во всем диапазоне изменения основных входных параметров:  $10 \le K \le 20$  %;  $30 \le q_0 \le 120 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин}).$ 

#### Выводы по главе

1. При разработке детерминированной математической модели были уточнены известные и получены новые расчетные соотношений для определения высоты кислородной зоны  $z_{\kappa_3}$  и температуры поверхности кусков топлива в слое топливной насадки  $T_c$ , теплоотдача запыленного газового потока  $Nu_n$ , содержания СО в отходящих газах в т.ч. при обогащении дутья кислородом.

2. Разработана усовершенствованная комплексная детерминированная математическая модель процесса плавки материалов в низкошахтных печах, позволяющая исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу печи и производить численные расчеты номограмм процессов плавки.

3. Математическая модель прошла настройку и верификацию с использованием результатов промышленных экспериментов по плавке чугуна в низкошахтных печах с применением дутья, обогащенного кислородом. Погрешность расчета температуры чугуна не превышает  $\pm 12$  °C. Принимая во внимание комплексность математической модели, возможность учета взаимосвязи факторов и процессов, имеющих различную физическую природу, а также ее область применения и назначение, модель признана достоверной, а ее точность удовлетворительной для прогнозных и инженерных расчетов.

4. Установлено, что обогащение дутья кислородом способствует росту производительности печи, увеличению скорости схода шихты и, как следствие, ведет к уменьшению времени нагрева шихты до температуры плавления, одновременно растет высота зоны нагрева по отношению к начальной высоте, а высота топливной насадки уменьшается. Для практического использования построены номограммы процесса плавки чугуна в низкошахтной печи для условий:  $O_2 = 25$  % и  $T_q = 300$  K;  $O_2 = 30$  % и  $T_q = 300$  K;  $O_2 = 21$  % и  $T_q = 1000$  K.

137

## 4 Создание исследовательского полупромышленного комплекса на основе низкошахтной печи

В главе приведены оригинальные методики расчета проектнотехнологических характеристик исследовательского полупромышленного комплекса (ИПК) на основе низкошахтной печи. В частности, произведен расчет геометрических параметров ИПК, шихты и топлива; приведены метод определения номинальных характеристик воздуходувных средств; теплотехнический расчет рекуператора, работающего по принципу прямо- и противотока.

Аппаратно-лабораторная база для исследования характеристик твердого топлива в процессе горения, состава газовой фазы, средств измерения расходов, обеспечивающих дутьевой режим, представлена современным оборудованием, прошедшим процедуру поверок в установленном порядке. Расчеты производились на лицензионном программном обеспечении и пакетах прикладных программ, защищенных свидетельствами о государственной регистрации программ для ЭВМ.

Возможность выбора различных видов топлив для низкошахтных печей в реальных условиях производства определяется ресурсным обеспечением в полезных ископаемых и производственными мощностями коксохимических производств, а также рыночной стоимостью топлив.

## 4.1 Расчет геометрических параметров исследовательского полупромышленного комплекса, шихты и топлива

Геометрические параметры конструкции, шихты и топлива низкошахтной печи были выбраны исходя из следующих расчетов, которые более подробно представлены в работах [227 – 231, 248].

Существующая эмпирическая зависимость (2.46), связывающая высоту топливной насадки (*H*<sub>тн</sub>) с внутренним диаметром вагранки (*D*<sub>нп</sub>) справедлива для высот  $H_{\rm H\Pi}$  низкошахтных печей от их диаметра  $D_{\rm H\Pi}$  в соответствии с нормальным рядом (таблица 4.1).

<i>D</i> <sub>нп</sub> , м	0,85	1,10	1,35	1,70	2,10	2,65
$H_{ ext{hft}}$ , м	5,00	5,25	5,50	5,85	6,35	6,80
<i>H</i> <sub>тн</sub> , м по (2.46)	1,05	1,22	1,39	1,64	1,95	2,25

Таблица 4.1 – Нормальный ряд производственных низкошахтных печей

Для производственных печей размер кусков шихты примерно одинаков. В состав шихты входят компоненты: неразделанный чушковый, передельный и литейный чугуны, бой изложниц, собственный возврат, чугунный и стальной лом. Для прогрева такой шихты при плавке требуется высота шахты  $H_{\rm m} = 3,8 \div 4,0$  м при расходах кокса  $K = 14 \div 15$  % и дутья q = (110 - 120) м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup>·мин); размер кусков кокса составляет  $\mathcal{A}_{\rm K} = 40 \div 80$  мм при среднем значении  $\overline{\mathcal{A}}_{\rm K} = 60$  мм.

Исследовательские низкошахтные печи не могут иметь высоту шахты для прогрева шихты такую же, как промышленные ( $H_{\rm m} \approx 3.8 \div 4.0$  м). Для таких печей необходимо согласовать между собой их высоту с размерами кусков шихты, кокса, удельными расходами кокса и дутья.

В области фурм у низкошахтных печей отсутствует зона разрыхления коксовой насадки по причине недостаточной кинетической энергии дутья. Движение газовых потоков в этой области потенциальное [204].

При потенциальном течении размеры очага горения (рисунок 4.1, зона *A*) по всем координатным осям одинаковы:

$$R_{\rm r} = a = h, \tag{4.1}$$

где *h* – размер очага по вертикальной оси.

С увеличением скорости дутья у торца фурмы появляется зона *B*, которая имеет большую порозность слоя, чем порозность глубинных областей коксовой насадки, что приводит к увеличению радиального размера очага горения ( $R'_{\Gamma} > R_{\Gamma}$ ) и уменьшению размера в поперечном направлении h < a (зона *Б*).



Рисунок 4.1 – Газовые потоки в области фурм

Длина кислородной зоны (*z*<sub>кз</sub>) имеет аналитическую зависимость вида [232]

$$z_{\kappa 3} = 1,41 \, \mathcal{A}_{\kappa} \, \mathrm{Re}^{0,2};$$
 (4.2)

здесь Re – число подобия Рейнольдса, определяемое как

$$\operatorname{Re} = \frac{\mathcal{I}_{\mathrm{K}}V_{0}}{\nu} \cdot \frac{T_{\mathrm{\Gamma}}}{T_{0}} \cdot \frac{1}{\varepsilon}, \qquad (4.3)$$

где  $V_0$  – скорость дутья в пустой шахте;  $\nu$  – кинематическая вязкость газа;  $T_{\Gamma}$  – температура газа;  $\varepsilon$  – порозность слоя;  $T_0$  – температура дутья.

Для малых низкошахтных печей средний размер кусков кокса будет меньше, чем для промышленных печей. Учитывая, что число Рейнольдса Re = idem, то есть должно быть одинаково для исследовательских и промышленных печей, из выражения (4.2) получим:

$$z_{\kappa_3}^{\mu} = z_{\kappa_3}^{\pi} \cdot \frac{\mathcal{J}_{\kappa}^{\mu}}{\mathcal{J}_{\kappa}^{\pi}} \cdot \left(\frac{\operatorname{Re}_{\mu}}{\operatorname{Re}_{\pi}}\right)^{0,2}, \qquad (4.4)$$

где индексы «и» и «п» относятся к исследовательским и промышленным печам соответственно. Для определения параметров воздуходувной установки необходимо определить падение давления ( $\Delta P$ ) в слое кокса и шихтовых материалов, находящихся в шахте печи до уровня засыпи. По Эгону падение давления равно

$$\Delta P = \psi \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} \cdot \frac{H}{\mathcal{A}} \cdot \frac{T_r}{T_0} \cdot \frac{\rho V_0^2}{2}, \qquad (4.5)$$

где *H* – высота слоя; *Д* – средний диаметр куска шихты; ρ – плотность воздуха при нормальных условиях; ψ – коэффициент сопротивления, равный

$$\psi = 3,61 + \frac{300}{\text{Re}}.$$
 (4.6)

Общее падение давления в слоях кокса и шихты составит

$$\Sigma\Delta P = \Delta P_{\kappa} + \Delta P_{\mu} = \left(\psi_{\kappa} \frac{H_{\tau \mu}}{\mathcal{A}_{\kappa}} \frac{T_{\tau \kappa}}{T} \frac{1 - \varepsilon_{\kappa}}{\varepsilon_{\kappa}^{3}} + \psi_{\mu} \frac{H_{\mu}}{\mathcal{A}_{\mu}} \frac{T_{\tau \mu}}{T_{0}} \frac{1 - \varepsilon_{\mu}}{\varepsilon_{\mu}^{3}}\right) \cdot \frac{\rho V_{0}^{2}}{2}, \qquad (4.7)$$

где индексы «к» и «ш» относятся к слоям кокса и шихты соответственно.

Используя для расчета формулу (4.2), следует учитывать, что  $z_{\kappa_3}$  не может быть больше  $D_{\rm HII}$  в выражении (2.46). Для производственных низкошахтных печей  $z_{\kappa_3} = 0.35 \div 0.40$  м. Меньшие значения относятся к скоростям выхода дутья из фурм  $V_{\rm cp} = 25 \div 30$  м/с, большие значения к скоростям  $V_{\rm cp} = 45 \div 50$  м/с.

Для определения связи между высотой зоны нагрева шихты ( $H_{\mu}^{\mu}$ ) исследовательской низкошахтной печи и средним размером кусков шихты ( $\mathcal{I}_{\mu}^{\mu}$ ) необходимо проанализировать выражение для относительной высоты этой зоны [201]:

$$z = \frac{1 - \exp[-1(1 - W_{\rm r} / W_{\rm m})(\alpha F / W_{\rm r})]}{1 - W_{\rm r} / W_{\rm m} \cdot \exp[-1(1 - W_{\rm r} / W_{\rm m})(\alpha F / W_{\rm r})]},$$
(4.8)

где  $W_{\rm r}$  и  $W_{\rm m}$  – удельные теплоемкости потоков газа и шихты соответственно;  $\alpha$  – коэффициент теплообмена, отнесенный к поверхности куска шихты; *F* – площадь теплообмена, расчитывается из формулы

$$F = 6 \left(1 - \varepsilon_{\scriptscriptstyle \rm III}\right) \frac{H_{\scriptscriptstyle \rm III}}{\mathcal{I}_{\scriptscriptstyle \rm III}},\tag{4.9}$$

в которой  $H_{\rm m}$  – высота зоны нагрева;  $\varepsilon_{\rm m}$  – порозность слоя шихты;  $\mathcal{I}_{\rm m}$  – средний размер куска шихты.

В соответствии с первой теоремой подобия для подобных теплофизических процессов безразмерные критерии и числа должны быть равны:

$$\mathbf{B}^{\mu} = \mathbf{B}^{n}; \ \frac{W_{r}^{\mu}}{W_{m}^{\mu}} = \frac{W_{r}^{n}}{W_{m}^{n}}, \tag{4.10}$$

$$\frac{\alpha^{\scriptscriptstyle H}F^{\scriptscriptstyle H}}{W_{\scriptscriptstyle r}^{\scriptscriptstyle H}} = \frac{\alpha^{\scriptscriptstyle n}F^{\scriptscriptstyle n}}{W_{\scriptscriptstyle r}^{\scriptscriptstyle n}} \,. \tag{4.11}$$

Из соотношений (4.10) имеем

$$W_{\rm r}^{\rm u} = \frac{W_{\rm m}^{\rm u} W_{\rm r}^{\rm n}}{W_{\rm m}^{\rm n}}.$$
 (4.12)

Подставляя выражение (4.12) в (4.11), получаем

$$\frac{\alpha^{"}F^{"}}{W_{m}^{"}} = \frac{\alpha^{"}F^{"}}{W_{m}^{"}}.$$
(4.13)

Сравнивая выражения (4.10) – (4.13), имеем необходимые равенства

$$W_{\rm m}^{\rm u} = W_{\rm m}^{\rm n}; \ W_{\rm r}^{\rm u} = W_{\rm r}^{\rm n}; \ \alpha^{\rm u} \ F^{\rm u} = \alpha^{\rm n} \ F^{\rm n}.$$
(4.14)

Используя выражения (3.72) и (3.73), равенства (4.10), (4.13), (4.14), получаем искомую зависимость

$$\left(\frac{\mathcal{A}_{\mathfrak{m}}^{\mu}}{\mathcal{A}_{\mathfrak{m}}^{\mathfrak{n}}}\right)^{0,75} = \frac{\mathcal{H}_{\mathfrak{m}}^{\mu}}{\mathcal{H}_{\mathfrak{m}}^{\mathfrak{n}}}.$$
(4.15)

Для всего нормального ряда низкошахтных и доменных печей высота подогрева шихты  $H^{II}_{III} = 4$  м. Подставляя это значение в соотношение (4.15), получаем

$$\mathcal{A}_{\mathrm{m}}^{\mathrm{u}} = \mathcal{A}_{\mathrm{m}}^{\mathrm{n}} \left(\frac{H_{\mathrm{m}}^{\mathrm{u}}}{4}\right)^{1,33} = 0,158 \mathcal{A}_{\mathrm{m}}^{\mathrm{n}} H_{\mathrm{m}}^{\mathrm{u}1,33}.$$
(4.16)

Для расчета были использованы следующие постоянные параметры:  $T_{\Gamma\kappa} = 2100 \text{ K}; T_{\Gamma\Pi} = 1200 \text{ K}; \epsilon_{\kappa} = 0,5; \rho = 1,3 \text{ к}\Gamma/\text{m}^3; V_0 = 2,0 \text{ м/c}; H_{\Pi}^{\Pi} = 4 \text{ m}; z_{\kappa_3}^{\Pi} = 0,4 \text{ m}.$ Воздуходувная установка имела номинальные параметры: P = 600 мм вод. ст.;  $Q = 4,5 \cdot 10^3 \text{ m}^3/\text{ч}.$  Плавку проводили при давлении  $P = 320 \div 360 \text{ мм}$  вод. ст. и расходе дутья 1,75 ÷ 1,90 m<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>·c).

В результате расчетов была получена взаимосвязь исходных и искомых параметров для исследовательских низкошахтных печей. Эти параметры сведены в таблицу 4.2.

Таблица 4.2 – Исходные и расчетные параметры исследовательских низкошахтных печей

<i>D</i> <sub>нп</sub> , м	$H_{\scriptscriptstyle \mathrm{HII}}$ , м	$H_{\rm TH}^{\scriptscriptstyle \rm H}$ , M	$z_{\kappa_3}^{\mu}$ , M	$\mathcal{A}^{\scriptscriptstyle \mathrm{M}}_{\scriptscriptstyle \mathrm{K}}$ , M	$\mathcal{A}^{\scriptscriptstyle \mathrm{M}}_{\scriptscriptstyle \mathrm{III}}$ , M	$\Delta P_{\kappa} \cdot 10^{-4},$ $\Pi a$	$\begin{array}{c} \Delta P_{\rm m} \cdot 10^{-4}, \\ \Pi a \end{array}$	$(\Delta P_{\kappa} + \Delta P_{\rm III}) \cdot 10^{-4},$ $\Pi a$
0,20	2,4	0,601	0,175	0,03	0,0314	0,130	0,081	0,211
0,25	2,4	0,617	0,175	0,03	0,0366	0,134	0,075	0,209
0,30	2,6	0,633	0,175	0,03	0,0396	0,137	0,076	0,213
0,35	2,8	0,645	0,175	0,03	0,044	0,140	0,078	0,218

Руководствуясь данными таблицы 4.2, а также условиями лаборатории СибГИУ, были выбраны следующие параметры печи: внутренний диаметр  $D_{\rm HII} = 0,200$  м и полезная высота  $H_{\rm HII} = 2,4$  м.

Для плавок используются металлургический кокс и антрацит с размерами кусков  $\mathcal{A}_{\kappa}^{\mu} = 0,025 \div 0,040$  м;  $\mathcal{A}_{\mu}^{\mu} = 0,03 \div 0,05$  м.

### 4.2 Расчет номинальных характеристик воздуходувных средств

Выбор вентилятора является важным этапом проектирования низкошахтной печи. Методически верно предварительно выполнить расчет гидравлического сопротивления шихты и всего воздушного тракта. Подробно методика приведена в работе [233].

Сопротивление шихты и кокса определяется многими параметрами: высотой слоя кокса и шихты, расходом кокса, размером и формой кусков топлива и

шихты, порозностью слоя материалов, температурой и составом печных газов, количеством рядов фурм.

Схема для расчета воздуходувных средств показана на рисунке 4.2.



*1* – вентилятор; 2 – шахта печи; 3 – трубопровод; 4 – фурменная коробка;
 5 – параллельные каналы фурменного пояса (диаметр d<sub>1</sub>); 6 – топливная насадка;

7 – металлический слой; 8 – шибер; 9 – топливная колоша

Рисунок 4.2 – Схема для расчета воздуходувных средств

Воздух от вентилятора 1 поступает в шахту печи 2 через трубопроводы 3, распределительную фурменную коробку 4 и параллельные каналы фурменного пояса 5. На главном трубопроводе установлен шибер 8. В шихте воздух проходит через слой кокса топливной насадки 6 высотой  $H_{\text{тн}}$  и дальше через слой рабочих металлических 7 и топливных 9 колош общей высотой

$$H_{\rm offul} = H_{\rm HII} - H_{\rm TH}.$$
 (4.17)

Расход воздуха на единицу площади печи определяется по формуле
$$q = \sqrt{\frac{2gH_{\scriptscriptstyle BR}}{1 + \sum \xi_i} \cdot \frac{\rho_1}{\rho_2}} \quad , \tag{4.18}$$

где *g* – ускорение свободного падения;  $H_{\text{вд}}$  – давление, развиваемое воздуходувкой, м вод. ст.;  $\sum \xi_i$  – сумма коэффициентов сопротивлений воздушного тракта;  $\rho_1$  и  $\rho_2$  – плотность воды и воздуха, кг/м<sup>3</sup>.

В общую сумму сопротивлений входит сопротивление трубопроводной системы, заслонок, поворотов, расширений и сужений трубопроводов, раздающего короба, системы параллельных каналов фурменного пояса, слоев кокса и шихты. Основные трудности возникают при расчете сопротивлений системы параллельных каналов фурменного пояса, слоев кокса и шихты.

Суммарное сопротивление параллельных каналов определяется по формуле

$$\xi = \frac{F_1 + F_2 + \dots + F_n}{\frac{F_1}{\sqrt{\xi_1}} + \frac{F_2}{\sqrt{\xi_2}} + \dots \frac{F_n}{\sqrt{\xi_n}}},$$
(4.19)

где  $\xi_1, \xi_2, ..., \xi_n$  – суммарные коэффициенты местных сопротивлений соответствующих каналов;  $F_1, F_2, ..., F_n$  – проходные сечения фурм, к скорости в которых отнесены соответственно  $\xi_1, \xi_2, \xi_n$ ; коэффициент  $\xi$  отнесен к скоростному давлению при

$$v = \frac{Q_{\text{ofm}}}{F_1 + F_2 + \dots + F_n},$$
(4.20)

где v – скорость потока дутья через систему каналов;  $Q_{oбщ}$  – общий расход воздуха. Сопротивление слоя кокса и шихты определяется по формуле Брауэра [123]

$$\Psi = 160 \text{ Re}^{-1} + 3.1 \text{ Re}^{-0.1}; \qquad (4.21)$$

здесь число Рейнольдса определяемое как

$$\operatorname{Re} = \frac{v_0 \mathcal{A}_{\kappa} \Phi}{v \varepsilon_{\kappa}} \cdot \frac{\overline{T}}{T_0} \cdot K_{r}, \qquad (4.22)$$

146

где  $v_0$  – скорость воздушного дутья в пустой шахте при начальной температуре газа  $T_0 = 273 \text{ K}; \mathcal{A}_{\kappa}$  – диаметр куска кокса и шихты;  $\overline{T}$  – средняя температура газа в слое, K; v – кинематическая вязкость газа;  $\varepsilon_{\kappa}$  – порозность слоя;  $\Phi$  – коэффициент формы куска;  $K_{\Gamma}$  – коэффициент увеличения выхода газов, рассчитывается по формуле

$$K_{\rm r} = \frac{\rm CO_2 + \rm CO}{\rm CO_2 + 0.5 \rm CO}, \tag{4.23}$$

в которой СО<sub>2</sub>, СО – содержание газов в зонах слоя, %.

Коэффициент сопротивления связан с критерием У зависимостью

$$\xi_{\kappa 0} = 2\Psi \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3 \mathcal{A}_{\kappa} \Phi} \cdot H , \qquad (4.24)$$

где  $\xi_{\kappa 0}$  – коэффициент сопротивления при начальной температуре газа  $T_0$ ; H – высота слоя кокса или шихты.

При движении газа по каналам между кусками кокса или шихты последние подогреваются за счет тепла химических реакций. Известно, что в этом случае коэффициент сопротивления увеличивается и будет равен [123]

$$\xi_{\kappa} = \xi_{\kappa 0} \left( \frac{\overline{T} + 3T_0}{4T_0} \right), \tag{4.25}$$

где  $\overline{T}$  – средняя температура газа в слое;  $T_0$  – начальная температура дутья, К.

Сопротивление при входе сопел фурм в коксовую насадку через отверстие в стенке трубы, перекрытое диафрагмой, равно [234]

$$\xi_{\rm BX} = \left[ \left( 1, 7 \frac{S}{\sum S_{\phi}} - 1 \right)^2 + 1, 2 \right] \cdot \left( \frac{1}{\varepsilon_{\kappa}} \right)^2, \qquad (4.26)$$

где  $\sum S_{\phi}$  – суммарная площадь сечения фурм, м<sup>2</sup>; *S* – площадь сечения низкошахтной печи в свету, м<sup>2</sup>;  $\varepsilon_{\kappa}$  – порозность слоя кокса в кислородной зоне. Все остальные гидравлические сопротивления определяются по известным формулам и справочным данным [234, 235] и приводятся к скорости воздуха в пустой шахте при нормальных условиях  $P = 1,01 \cdot 10^5$  Па;  $T_0 = 273$  К.

Рассчитаем требуемый напор воздуходувки  $H_{Bd}$  для эталонной низкошахтной печи с внутренним диаметром D = 1,13 м, полезной высотой H = 5,0 м. Площадь сечения в свету составляет S = 1,0 м<sup>2</sup>. Расчет будем вести на максимальный удельный расход дутья, когда достигаются оптимальные параметры плавки по производительности печи и по температуре выпускаемого чугуна.

Оптимальный дутьевой параметр составит [204]

$$q_0 = 2.0 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c}) = 2 \text{ m/c} = v_0,$$

где  $v_0$  – скорость воздушного дутья в пустой шахте.

Вязкость газов при средней температуре в соответствующих зонах определялась по формуле [223]

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}_0 \cdot \frac{C + T_0}{C + \overline{T}} \cdot \left(\frac{\overline{T}}{T_0}\right)^{5/2},\tag{4.27}$$

где  $v_0$  – кинематическая вязкость простых газов при нормальных условиях, м<sup>2</sup>/с; *С* – константа; значения *С* и  $v_0$  приведены в таблице 4.3.

Параметр	Значения параметра для газа						
	воздух	$N_2$	$O_2$	CO	$CO_2$		
С	115	107	138	102	255		
$v_0$ , $m^2/c$	13,7	13,8	13,5	13,3	7,0		

Таблица 4.3 – Значения кинематической вязкости и константы С

Вязкость газов в зонах определялась по их среднему составу с использованием правила аддитивности.

При расходе кокса K = 14 % средний состав отходящих газов следующий: CO<sub>2</sub> = 12 %; CO = 14,5 %; N<sub>2</sub> = 73,5 %. Коэффициент увеличения выхода газов из зон горения составляет [204]

$$K_{\rm r} = \frac{\rm CO_2 + \rm CO}{\rm CO_2 + 0.5CO} = \frac{12 + 14.5}{12 + 7.25} = 1.38.$$

Скорость газов в пустой шахте увеличивается и становится равной

$$\upsilon_0 = \upsilon_0 \quad K_{\Gamma}. \tag{4.28}$$

Это значение скорости необходимо подставить в формулу (4.22) для определения числа Рейнольдса в слое шихты. В слое топливной насадки следует выделить две зоны. Кислородную зону высотой  $H_{\rm K3} = 0,35 \div 0,40$  м и восстановительную зону высотой  $H_{\rm B3} = H_{\rm TH} - H_{\rm K3}$ .

Высоту топливной насадки определим по выражению (2.46) [236].

Для эталонной печи  $H_{\text{тн}} = 1,24$  м.

В кислородной зоне идет реакция (I), в соответствии с которой коэффициент выхода газов равен  $K_r = 1$ .

В восстановительной зоне идет реакция частичного восстановления диоксида углерода (III).

Коэффициент выхода газов вначале зоны составляет  $K_r = 1$ , в конце, на границе топливной насадки,  $K_r = 1,38$  при составе газов CO<sub>2</sub> = 12 % и CO = 14,5 %.

Среднее значение параметра составит

$$K_{\rm r} = 0,5(1+1,38) = 1,19.$$

Средний размер кусков кокса при загрузке в низкошахтную печь составляет  $\mathcal{A}_{\kappa} = 0,06 \div 0,065$  м. Углерод кокса начинает расходоваться в восстановительной зоне за счет реакции (III), в конце зоны размеры кусков кокса уменьшаются до  $\mathcal{A}_{\kappa} = 0,04 \div 0,055$  м.

В кислородной зоне выгорание углерода топлива продолжается и на уровне фурм, по нашим наблюдениям, размер кусков составляет  $\mathcal{A}_{\kappa} = 0.035 \div 0.045$  м, средний размер куска кокса в кислородной зоне будет  $\overline{\mathcal{A}}_{\kappa} = 0.040$  м.

Результаты расчета по формулам (4.18) – (4.28) сведены в таблицу 4.4.

Коэффициент сопротивления на выходе отходящих газов из шихты в трубу печи составляет 2,2.

Таблица 4.4 – Исходные параметры и результаты расчета гидравлических сопротивлений

	Значения параметров									
Зона печи, ее протяженность	$\overline{\mathcal{I}}_{\kappa},$	ī	$\overline{\Phi}$	$\overline{T}_{r}$ , K	$K_{ m r}$	$\overline{\nu} \cdot 10^6,$ $M^2/c$	Re	Ψ	٩	ξ ( <i>H</i> =1м)
Кислородная, <i>H</i> <sub>к3</sub> = 0,4 м	0,040	0,40	0,35	2000	1,00	368,0	929	1,737	2402	6005,0
Восстановительная, $H_{\rm B3} = 0.84$ м	0,055	0,50	0,35	1800	1,19	297,2	1020	1,247	447	532,0
Подогрева шихты, $H_{\rm III} = 3,76$ м	0,100	0,55	0,46	1250	1,38	173,4	7450	1,292	572	152,2

Значения  $\overline{\mathcal{I}}_{\kappa}$ ,  $\overline{\varepsilon}$ ,  $\overline{\Phi}$  взяты из работы [237], средние температуры газов  $\overline{T}_{r}$  из работы [234]. В последнем столбце таблицы приведены коэффициенты сопротивлений соответствующих зон высотою H = 1 м.

Расчет гидравлических сопротивлений воздушного тракта от вентилятора до печи выполним по формулам и таблицам работ [234, 235]:

1) трубопровод от вентилятора до фурменной коробки диаметром 0,3 м, длиной l = 15 м, сечением S = 0,07065 м<sup>2</sup>,  $\lambda_{rp} = 0,02$ :

$$\xi_1 = 0.02 \cdot \frac{15}{0.3} \left( \frac{1}{0.07065} \right)^2 = 200.3;$$

2) два плавных поворота на 90°:

$$\xi_2 = 0.15 \left(\frac{1}{0.07065}\right)^2 = 60.1;$$

3) задвижка Лудло с полным открытием:

$$\xi_3 = 0.15 \left(\frac{1}{0.07065}\right)^2 = 30;$$

4) от трения в фурменной коробке диаметром 0,5 м, сечением S = 0,196 м<sup>2</sup>:

$$\xi_4 = 0,02 \cdot \frac{(1,13+0,25)3,14}{0,5} \left(\frac{1}{0,196}\right)^2 = 4,5;$$

сопротивление отдельного канала

5.1) вход из фурменной коробки в канал:

$$\xi_{5.1} = 0,5;$$

5.2) сопротивление трубопровода:

$$\xi_{5.2} = 0.02 \frac{1.5}{0.15} = 0.2;$$

5.3) поворот на  $80^{\circ}$  в фурменном колене:

$$\xi_{5.3} = \varepsilon_{90} (1 - \cos \alpha) = 0.91;$$

5.4) резкое сужение от колена к фурменному соплу диам. 0,146 м:

$$\xi_{5.4} = 0.5 \left[ 1 - \left( \frac{0.146}{0.150} \right)^2 \right] = 0.0263;$$

5.5) полное сопротивление отдельного канала:

$$\xi_{5.5} = 0.5 + 0.2 + 0.91 + 0.0263 = 1.6363;$$

суммарное сопротивление параллельных каналов:

$$\xi_5 = \frac{6 \cdot 0,0166}{\frac{6 \cdot 0,0166}{\sqrt{1,6363}}} \cdot \left(\frac{1}{0,1055}\right)^2 = 114,7;$$

6) сопротивление на вход воздуха из фурм в топливную насадку:

$$\xi_{6} = \left[ \left( 1, 7 \frac{1}{0, 1} - 1 \right)^{2} + 1, 2 \right] \cdot \left( \frac{1}{0, 4} \right)^{2} = 1607, 5; \qquad (4.29)$$

7) сумма всех коэффициентов сопротивлений:

$$\sum_{i} \xi_{i} = 2402 + 447 + 572 + 2,2 + 200,3 + 60,1 + 30 + 4,5 + 114,7 + 1607,5 = 5440,3.$$

Полные потери напора составляют

$$\sum h_{\text{nor}} = \sum_{i} \xi_{i} \cdot \frac{v_{0}^{2} \rho_{2}}{2g\rho_{1}} = 5440, 3 \cdot \frac{2^{2}}{2 \cdot 9,81} \cdot \frac{1,29}{10^{3}} = 1,431 \text{ M B.CT.}$$
(4.30)

Для требуемого напора вентилятора (H<sub>1</sub>) должно выполняться условие  $H_1 \ge \sum h_{\text{nor}}$ .

Для печи полезной высотой  $H_{\rm HII} = 5,0$  м с внутренним диаметром  $\mathcal{A}_{\rm HII} = 1,13$  м и площадью сечения в свету  $S = 1 \text{ м}^2$  требуемый напор вентилятора производительностью  $Q = v_0 \cdot S \cdot 3600 = 7200 \text{ м}^3/4$  составит  $H_{\rm BII} = 1500$  мм в.ст.

При проектировании для таких печей рекомендуется воздуходувка завода «Станколит» с номинальным давлением *H*<sub>вд</sub> = 1250 мм в.ст. [199].

Такая воздуходувка может дать максимальную подачу дутья в печь:

$$Q = 1,86 \cdot 1,0 \cdot 3600 = 6370 \text{ m}^3/\text{y},$$

и она не обеспечит оптимальных параметров по производительности жидкого металла и его температуры на выпуске.

Суммарные потери напора при  $v_0 = 1,86$  м/с, определенные по вышеприведенной методике, составят:

$$\sum h_{\text{not}} = 5494 \cdot \frac{1,86^2}{2 \cdot 9,81} \cdot \frac{1,29}{10^3} = 1,2497 \text{ m B.ct.} \approx 1250 \text{ mm B.ct.}$$

Сумма всех коэффициентов сопротивлений увеличивается и составляет  $\sum_{i} \xi_{i} = 5494$ ; так, скорость  $v_{0} = 1,86$  м/с входит в выражение для критерия Рейнольдса, критерий  $\Psi$  по выражению (4.21) увеличивается, увеличиваются соответственно и коэффициенты сопротивлений для слоев кокса и шихты.

По рекомендациям «Гипромеза» отношение сечения фурм к сечению низкошахтной печи должно составлять  $\sum S_{\phi}/S = 0.4$  [199]. Большая часть производственных низкошахтных печей имеет такое соотношение  $\sum S_{\phi}/S$ . Фурмы таких печей часто шлакуются, над фурмами образуются мощные козырьки, состоящие из шлака и металла. Это связано с тем, что кинетическая энергия струи воздуха недостаточна для проникновения к центру печи с внутренним диаметром  $\mathcal{Д}_{H\Pi} \ge 1$  м. Воздух, вытекая из фурм, идет по периферии шахты, над фурмами локализуется вихревая зона с пониженным давлением, где и накапливается шлак с последующим затвердеванием.

Для крупных шахтных печей (доменных печей) на основе опытнопромышленных исследований установлено, что  $\sum S_{\phi}/S = 0,0045 \div 0,0047$ .

Теория данного вопроса рассмотрена в работе [204], в которой рекомендовано для низкошахных печей рассчитывать параметр  $\sum S_{\phi}/S$  по формуле

$$\frac{\sum S_{\phi}}{S} = \frac{4\varepsilon_{\kappa}T_{0}(\mathcal{A}_{\mu\Pi} - R_{\Gamma})^{2}}{T\mathcal{A}_{\mu\Pi}^{2}}, \qquad (4.31)$$

где  $R_{\Gamma}$  – протяженность зоны горения к центру печи, ( $R_{\Gamma} = 0.35 \div 0.45$  м);  $\varepsilon_{\kappa} = 0.4$ .

Из выражения (4.31) следует, что соотношение  $\sum S_{\phi}/S$  уменьшается с увеличением диаметра печи. В таблице 4.5 этот параметр был определен по формуле (4.31).

152

Уменьшение параметра  $\sum S_{\phi}/S$  увеличивает сопротивление на вход из фурм в коксовую насадку в соответствии с формулой (4.26), но для достижения оптимальных параметров по дутью ( $q_0 = 1,9 \div 2,0 \text{ м}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$ ) необходимо применять воздуходувки с большим номинальным давлением, чем рекомендуется «Гипромезом» [199].

По данной методике, используя ПЭВМ, провели расчет потерь напора для всего нормального ряда низкошахтных печей [199].

Рекомендуемый проектный напор вентилятора должен быть на 5 % больше  $\sum h_{\text{пот}}$ , то есть  $H_{\text{вд}} = 1,05 \sum h_{\text{пот}}$ .

<i>Н</i> <sub>нп</sub> , мм	<i>D</i> <sub>нп</sub> , мм	<i>v</i> <sub>0,</sub> м∕с	Н <sub>тн</sub> , м	<i>Н</i> <sub>кз</sub> , М	Коли- чество фурм, шт.	Диа- метр фурм, мм	$rac{\sum S_{\phi}}{S}$	Сумма коэффициен- тов сопротивления от вентилятора до печи	Общая сумма коэффициентов воздушного тракта	$\frac{\sum h_{\text{not}}}{[41]}$ MM B.CT
5000	850	2,0	1,045	0,35	4	147	0,10	420	5440,0	1500
5500	1100	2,0	1,22	0,4	5	155	0,09	420	5785,0	1580
5750	1350	1,9	1,395	0,42	6	156	0,08	442	6930,5	1645
6000	1700	1,8	1,64	0,45	6	155	0,05	450	11514,3	2453
6500	2100	1,7	1,92	0,47	7	137	0,03	473	24393,7	4635

Таблица 4.5 – Расчетные потери напора для низкошахтных печей нормального ряда

Воздуходувные средства существующих низкошахтных печей не дают требуемого напора дутья и не позволяют вести технологию плавки в режиме оптимальных параметров по производительности и температуре выплавляемого чугуна.

Расчет гидравлических сопротивлений воздушного тракта от вентилятора до печи выполним по формулам и таблицам работы [234].

Сопротивление трубопровода от вентилятора до фурмы диаметром  $d_{\rm rp} = 0,1$ м, длиной l = 1 м, сечением  $S_{\rm rp} = 0,00785$  м<sup>2</sup> и  $\lambda_{\rm rp} = 0,02$ :

$$\xi_{1} = \lambda_{\rm rp} \frac{\ell}{d_{\rm rp}} \left(\frac{S_{\rm B}}{S_{\rm rp}}\right)^{2} = 0.02 \cdot \frac{1}{0.1} \left(\frac{0.0314}{0.00785}\right)^{2} = 3.2$$

Сопротивление двух плавных поворотов на 90°:

$$\xi_2 = 2 \cdot 0.15 \left(\frac{0.0314}{0.00785}\right)^2 = 4.8.$$

Сопротивление на вход воздуха из фурмы в топливную насадку

$$\xi_3 = \left[ \left( 1, 7 \frac{0,04}{0,0036} - 1 \right)^2 + 1, 2 \right] \cdot \left( \frac{1}{0,4} \right)^2 = 2007.$$

Суммарное сопротивление канала:

$$\xi_4 = \xi_1 + \xi_2 + \xi_3 = 3,2 + 4,8 + 2007 = 2015$$
.

Сопротивление тракта при подогреве дутья, то есть подвод воздуха по системе трубопровода, рассчитать достаточно сложно, поэтому будем пользоваться данными расчетов коэффициентов сопротивления при холодной продувке.

Полные потери напора для тракта составляют

$$\sum h_{\text{nor}} = \sum_{i} \xi_{i} \cdot \frac{v_{0}^{2} \rho_{2}}{2g\rho_{1}} = 2015 \cdot \frac{1.8^{2}}{2 \cdot 9.81} \cdot \frac{1.29}{10^{3}} = 0.35 \text{ M B.CT.}$$
(4.32)

С учетом потерь давления в слое кокса  $\Delta P_{\kappa} = 0,130$  м в. ст. и шихте  $\Delta P_{\kappa} = 0,081$  м в. ст. (таблица 4.2) полные потери напора печного тракта составят  $\sum h_{\text{пот}} = 0,35 + 0,13 + 0,081 = 0,561$  м в. ст.

Для требуемого напора вентилятора ( $H_{\rm Bd}$ ) должно выполняться условие  $H_{\rm Bd} \ge \sum h_{\rm not}$ .

Для исследовательского комплекса требуемый напор вентилятора составит  $H_{\rm Bd}^{\mu} = 561$  мм в.ст. Используемое воздуходувное устройство способно давать напор  $H_{\rm Bd}^{\mu} = 600$  мм в.ст. Нужный напор регулируется с помощью заслонки.

### 4.3 Теплотехнический расчет рекуператора

Разработана методика расчета технологических параметров рекуперативного устройства конструкции «труба в трубе» [238 – 240], запатентованы различные конструкции рекуператоров [241 – 244, 294], а также свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ [245].

Классический металлический трубчатый рекуператор отапливается природным газом. Для расчета задаются температура  $t'_0$  колошниковых газов на выходе из зоны подогрева и температура  $t'_{d}$  подогрева дутья. Задается диаметр  $d_1$  внутренней трубы, вычисляется кольцевое щелевое пространство  $\Delta_1$  для подогрева холодного воздуха и определяется высота *h* всего рекуператора, которая обеспечивает необходимый подогрев холодного воздуха [246].

### 4.3.1 Конструкция рекуператора

Конструкция рекуператора «труба в трубе» представлена на рисунке 4.3.



1 – низкошахтная печь; 2 – внешний цилиндр; 3 – внутренний цилиндр; 4 – подача холодного воздуха; 5 – выход горячего воздуха; 6 – нижняя кольцевая пластина;

7 – верхняя кольцевая пластина

Рисунок 4.3 – Конструкция рекуператора

# 4.3.2 Конструктивные параметры рекуператора

Внутренний диаметр низкошахтной печи  $D_{\rm HII} = 200$  мм. Внутренний диаметр внутреннего цилиндра рекуператора  $d_1 = 120$  мм. Толщина стенок внешнего и

внутреннего цилиндров рекуператора  $\delta = 3$  мм. Внешний диаметр внутреннего цилиндра рекуператора равен  $d'_1 = d_1 + 2\delta = 120 + 2 \cdot 3 = 126$  мм.

Внутренний диаметр внешнего цилиндра рекуператора  $d_2 = 160$  мм. Внешний диаметр внешнего цилиндра рекуператора равен  $d'_2 = d_2 + 2\delta = 160 + 2 \cdot 3 = 166$  мм.

Ширина кольцевой щели рекуператора  $\Delta_1 = (160 - 126)/2 = 17$  мм.

Ширина щели между внутренним диаметром печи и внешним диаметром внешнего цилиндра  $\Delta_2 = (D_{_{\rm HII}} - d_2')/2 = (200 - 168)/2 = 16$  мм.

Проходное сечение для дымовых газов составит

$$S_{\mu} = \frac{\pi}{4} \left[ \left( 0, 2^2 - 0, 168^2 \right) + 0, 120^2 \right] = 0,0205 \text{ m}^2$$

Проходное сечение для воздуха  $S_{\rm B} = \frac{\pi}{4} (0,160^2 - 0,126^2) = 0,00078 \,{\rm m}^2$ .

Сечение низкошахтной печи в свете  $F_{\rm HII} = \frac{\pi}{4} D_{\rm HII}^2 = 0,0314 \, \text{m}^2$ .

Полезная высота рекуператора h = 1500 мм = 1,5 м.

Площадь теплообмена определяется как

$$S_{o} = \pi (d_{1} + d_{2})h + 2\pi (d_{2}^{2} - d_{1}^{2}) = \pi (0,12 + 0,16)\mathbf{I},5 + 2\pi (0,16^{2} - 0,12^{2}) = \mathbf{I},4 \text{ m}^{2}$$

Дымовые газы омывают внутренний и внешний цилиндры рекуператора.

# 4.3.3 Особенности расчета рекуператора «труба в трубе»

Особенности расчета рекуператора «труба в трубе» состоят в том, что его высота уже ограничена конструктивными особенностями низкошахтной печи, то есть высотой верхней шахты от верха загрузочного окна до выхода газов в искрогаситель. Диаметры двух цилиндров рекуператора «труба в трубе» также определить ляются диаметром верхней шахты низкошахтной печи. Для расчета необходимо определить экспериментально средний состав колошниковых газов. В их состав входят: от 10 до 20 % оксида углерода CO,  $10 \div 20$  % диоксида углерода CO<sub>2</sub> и остальное азот. Температура колошниковых газов, как правило, находится в пределах 450  $\div$  750 °C. Температура воспламенения CO – порядка 630  $\div$  650 °C. Поэтому при устройстве данного рекуператора процесс надо вести так, чтобы температура отходящих газов не опускалась ниже пределов воспламенения. Без установки дополнительной горелки ниже загрузочного окна полезную высоту низкошахтной печи следует держать на уровне 4  $\div$  4,5 м от первого ряда фурм. Только в этом случае отходящие колошниковые газы будут иметь необходимую температуру. На высоких низкошахтных печах большого внутреннего диаметра и большей полезной высотой воспламенение CO следует производить с помощью дополнительной горелки, работающей на природном газе. Поэтому для расчета задаем содержание CO<sup>0</sup> в составе колошниковых газов. Затем вычисляем количество воздуха, которое необходимо для дожигания этого количества оксида углерода.

Задаются коэффициент избытка воздуха  $\alpha$ , температура колошниковых газов  $t'_0 = 700^{\circ}$  С, температура газов на выходе из рекуператора  $t''_1 = 750^{\circ}$  С, температура дутья  $t'_{\alpha} = 20^{\circ}$  С, количество дутья  $q_0 = 2 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$ , температура воздуха  $t_{\text{B}} = 20^{\circ}$ С на дожигание СО, тепловой эффект реакции СО + 0,5О<sub>2</sub> = CO<sub>2</sub> + 282583 кДж/кмоль дожигания СО, где степень черноты материала стенки рекуператора – 0,98, средние теплоемкости газов в рекуператоре  $\bar{c}_{\text{г}} = 1,50 \text{ кДж/(m}^3 \cdot \text{°C})$  и воздуха в рекуператоре  $\bar{c}_{\text{в}} = 1,34 \text{ кДж/(m}^3 \cdot \text{°C})$ .

Вычисляем содержание колошниковых газов, содержание азота в дутье и сверх 100 % содержание паров воды. Рассчитываем количество колошниковых газов, количество воздуха на дожигание СО с коэффициентом α, количество продуктов сгорания с коэффициентом α, конечный состав продуктов сгорания, температуру смеси колошниковых газов и воздуха с коэффициентом избытка α, температуру колошниковых газов после дожигания СО и среднюю температуру дымовых газов в рекуператоре.

Расчет такого типа рекуператора возможен только численным методом с применением итерационной процедуры.

# 4.3.4 Расчет состава колошниковых газов

Рассчитываем:

содержание СО<sub>2</sub> в колошниковых газах, % [20]:

$$CO_2^0 = O_2^0 - 0.5CO^0 (1 + 0.01O_2^0);$$
(4.33)

количество азота в дутье, %:

$$N_2^0 = 100 - O_2^0; (4.34);$$

количество азота в колошниковых газах, %:

$$N_2^1 = 100 - (CO_2^0 + CO^0); \qquad (4.35)$$

количество колошниковых газов, м<sup>3</sup>/с:

$$q_{\kappa}^{0} = q_{0} \cdot \frac{\left(CO_{2} + CO^{0}\right)F_{_{\rm HI}}}{CO_{2}^{0} + 0.5CO^{0}}; \qquad (4.36)$$

количество воздуха на дожигание  $CO^0$  с коэффициентом  $\alpha$ , м<sup>3</sup>:

$$q_1 = 0,005 \text{CO}^0 \left( 1 + N_2^0 / O_2^0 \cdot \alpha \right); \tag{4.37}$$

количество продуктов сгорания с коэффициентом а:

$$q_{3} = \left\{ 0,005 \text{CO}^{0} \left[ (\alpha - 1) + \frac{N_{2}^{0}}{O_{2}^{0}} \alpha \right] + 0,01 \text{N}_{2}^{1} + 0,01 \text{CO}^{0} \right\};$$
(4.38)

конечный состав продуктов сгорания, %:

$$CO_2^2 = \frac{CO^0}{q_3}, \ O_2^1 = \frac{0.5CO^0(\alpha - 1)}{q_3};$$
 (4.39)

$$N_{2}^{4} = \frac{0.5CO^{0} \cdot N_{2}^{0} / O_{2}^{0} \alpha + N_{2}^{1}}{q_{3}}, N_{2}^{4} = 100 - (CO_{2}^{2} + O_{2}^{1}); \qquad (4.40)$$

температуру смеси колошникового газа и воздуха с коэффициентом избытка α, °С:

$$t_{2}' = \frac{t_{0}' \cdot 1 + t_{e}q_{1}}{1 + q_{1}}; \qquad (4.41)$$

температуру колошниковых газов после дожигания  $CO^0$  по реакции  $CO^0 + 0,5O_2 = CO_2 + 285623$  кДж/кмоль:

$$t_{1}' = \frac{Q_{1} \cdot 0.01 \cdot \text{CO}^{0}}{\overline{c}_{1} \cdot 22.4 \cdot q_{3}} + t_{20}; \qquad (4.42)$$

среднюю температуру дымовых газов в рекуператоре, °С:

$$t_1^0 = 0.5(t_1' + t_{10}''). \tag{4.43}$$

Проверяем условие  $|t_1^0 - t_0'| \le 10^\circ \text{C}$ . Если оно не выполняется, тогда делаем присвоение  $t_0' = t_1^0$ , возвращаемся к расчету температуры смеси колошникового газа и воздуха с коэффициентом избытка  $\alpha$  и повторяем итерационную процедуру.

# 4.3.5 Расчет температуры воздуха и дымовых газов на выходе из рекуператора

Для внутреннего цилиндра линейный коэффициент теплопередачи равен (на 1 м длины трубы)

$$k_{1} = \left[\frac{1}{\alpha_{1}d_{1}} + \frac{1}{2\lambda_{cr}}\ln\left(\frac{d_{1}+2\delta}{d_{1}}\right) + \frac{1}{\alpha_{2}(d_{1}+2\delta)}\right]^{-1},$$
(4.44)

где  $\alpha_1$  – коэффициент теплообмена между газом и стенкой;  $\alpha_2$  – коэффициент теплообмена между воздухом и стенкой;  $\delta$  – толщина стенки трубы, м;  $d_1$  – диаметр внутреннего цилиндра, м;  $\lambda_{cr}$  – коэффициент теплопроводности.

Для внешнего цилиндра

$$k_{2} = \left[\frac{1}{\alpha_{1}d_{2}} + \frac{1}{2\lambda_{cr}}\ln\left(\frac{d_{2}+2\delta}{d_{2}}\right) + \frac{1}{\alpha_{2}(d_{2}+2\delta)}\right]^{-1},$$
(4.45)

где *d*<sub>2</sub> – диаметр внешнего цилиндра.

Так как  $\delta \ll d_1$  и  $\delta \ll d_2$ , то логарифмическими членами в выражениях (4.44) и (4.45) можно пренебречь и расчет по ним можно вести как для плоской стенки:

$$k_1 = k_2 = k = \left[\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2}\right]^{-1}.$$
(4.46)

Коэффициент теплоотдачи на воздушной стороне определяется по формуле [246]

$$\alpha_2^0 = 1,163 \cdot A \frac{\left(\upsilon \rho \overline{d}\right)^{0.8}}{\overline{d}} \quad \text{Bt/(m}^2 \cdot {}^{\circ} \text{C}),$$
(4.47)

где A = 2,81 – поправочный коэффициент;  $\upsilon$  – скорость воздуха в рекуператоре;  $\rho$  – плотность воздуха при средней температуре в рекуператоре, кг/м<sup>3</sup>;  $\overline{d}$  – средний диаметр кольцевой щели рекуператора,  $\overline{d} = 0,5(d_2 + d'_1)$ .

Скорость воздуха в рекуператоре рассчитывается как

$$v = \frac{q_0}{S_{_{\rm HI}}} \left( 1 + \frac{\bar{t}_{_{\rm B}}}{273} \right) , \qquad (4.48)$$

где  $S_{\rm H\Pi}$  – проходное сечение низкошахтной печи для воздуха;  $\bar{t}_{\rm B}$  – средняя температура воздуха в рекуператоре, определяемая по формуле

$$\bar{t}_{_{\rm B}} = 0.5(t_{_{\rm B}} + t_{_{\rm B}}''),$$
 (4.49)

в которой  $t_{\rm B}$  – температура воздуха на дожигание,  $t_{\rm B} = 40$  °C;  $t''_{\rm B}$  – температура подогрева воздуха в рекуператоре,  $t''_{\rm B} = 200^{\circ}$ C.

Плотность воздуха при средней температуре в рекуператоре рассчитывается по формуле

$$\rho = \rho_0 \left( \frac{273}{\bar{t}_{\rm B} + 273} \right),\tag{4.50}$$

Так как внутренний цилиндр с воздушной стороны оребрен, то по данным работы [247] полученный коэффициент  $\alpha_2^0$  увеличиваем на 40 %, то есть:

$$\alpha_2 = \alpha_2^0 \cdot 1, 4. \tag{4.51}$$

### 4.3.6 Расчет коэффициента теплопередачи на дымовой стороне

Общий коэффициент теплоотдачи равен

$$\alpha = \alpha_{\text{конв}} + \alpha_{\text{изл}},\tag{4.52}$$

где α<sub>конв</sub> – коэффициент теплоотдачи за счет конвекции газа; α<sub>изл</sub> – коэффициент теплоотдачи за счет излучения стенок и трехатомных газов CO<sub>2</sub> и H<sub>2</sub>O.

В рекуператоре нагрев воздуха идет с двух сторон: со стороны внутреннего цилиндра диаметром  $d_1$  и со стороны кольцевой щели между внутренним диаметром низкошахтной печи  $D_{\rm HII}$  и внешним диаметром внешнего цилиндра  $d'_2$ . Проходное сечение щели определяется так:

$$S_{\rm m} = \frac{\pi}{4} \Big[ D_{\rm HII}^2 - (d_2 + 2\delta)^2 \Big]. \tag{4.53}$$

Формулы расчета  $\alpha_{\text{конв}}$  для внутреннего цилиндра и для кольцевой щели имеют вид

$$\alpha_{\text{конв}}^{1} = 1,163A_{1} \frac{(v_{1}\rho_{1}d_{1})^{0.8}}{d_{1}}; \qquad (4.54)$$

$$\alpha_{\text{конв}}^2 = 1,163A_1 \frac{(\nu_1 \rho_1 d_2')^{0,8}}{d_2'}, \qquad (4.55)$$

где  $A_1$  – поправочный коэффициент,  $A_1 = 3,5; v_1$  – скорость дымовых газов,  $v_1 = \frac{q_3 \cdot q_0}{S_{_{\mathcal{R}}}} \left( 1 + \frac{t_1^0}{273} \right); \rho_1$  – плотность дымовых газов,  $\rho_1 = \rho_{10} \left( \frac{273}{t_1^0 + 273} \right).$  При упрощении расчетов для теплового потока излучением формула имеет вид

$$q = C_{\rm p} \varepsilon_{\rm cr.3\varphi\varphi} \varepsilon_{\rm r} \left[ \left( \frac{\overline{T}_{\rm r}}{100} \right)^4 - \left( \frac{\overline{T}_{\rm cr}}{100} \right)^4 \right], \tag{4.56}$$

где  $C_{\rm p}$  – постоянная Больцмана,  $C_{\rm p} = 5,77$  Вт/(м<sup>2</sup>·K<sup>4</sup>);  $\varepsilon_{\rm cr.эф\phi}$  – эффективная степень черноты стенки;  $\varepsilon_{\rm r}$  – степень черноты излучающего вещества;  $\overline{T}_{\rm r}$  и  $\overline{T}_{\rm cr}$  – температуры газа и стенки, К.

Эффективная степень черноты стенки определяется как

$$\varepsilon_{\text{cr.} \rightarrow \phi \phi} \approx (\varepsilon_{\text{cr}} + 1)/2,$$
 (4.57)

где  $\varepsilon_{ct} = 0.90 \div 0.98$ ,  $\overline{\varepsilon}_{ct} = 0.94$  – действительная степень черноты стенки (для сильно окисленной стали).

Степень черноты излучающего вещества рассчитывается так:

$$\varepsilon_{\rm r} = \varepsilon_{\rm CO_2} + B\varepsilon_{\rm H_2O}, \qquad (4.58)$$

где  $\varepsilon_{CO_2}$  и  $\varepsilon_{H_2O}$  – степени черноты CO<sub>2</sub> и  $H_2O$ ; *В* – поправочный коэффициент.

Степень черноты диоксида углерода находится по формуле [247]

$$\varepsilon_{\rm CO_2} = f(\bar{t}_{\rm r}, \rho_{\rm CO_2}, \ell); \tag{4.59}$$

$$\bar{t}_{r} = \frac{t_{r}' + t_{r}''}{2}, \,^{o}C,$$
 (4.60)

где  $t'_{r}$  и  $t''_{r}$  – температуры газа на входе в рекуператор и на выходе из него, °С.

Дымовые (колошниковые) газы в рекуператоре низкошахтной печи находятся под атмосферным давлением  $P = 1,0132 \cdot 10^5$  Па.

Парциальное давление CO<sub>2</sub> и H<sub>2</sub>O в рекуператоре составит, Па:

$$P_{\rm CO_2} = 1,0132 \cdot 10^5 \cdot 0,01 \rm CO_2^0; \qquad (4.61)$$

$$P_{\rm H_{2}O} = 1,0132 \cdot 10^5 \cdot 0,01 \rm H_2O^0 \,. \tag{4.62}$$

Эффективную длину пути луча определим по приближенной формуле, м:

$$\ell \approx 3.6 \frac{V_{\rm p}}{S_0},\tag{4.63}$$

где  $V_{\rm p}$  – объем газового тела, м<sup>3</sup>;  $S_0$  – площадь поверхности, ограничивающей газовое тело.

Другие параметры находим по выражениям

$$V_{\rm p} = \frac{\pi}{4} \cdot h_{\rm p} \Big( D_{\rm HII}^2 + d_1^2 - d_2^2 \Big); \tag{4.64}$$

$$S_0 = \pi (d_1 + d_2) h_p + 2\pi (d_2^2 - d_1^2); \qquad (4.65)$$

$$\varepsilon_{\rm CO_2} = 0.08; \ \varepsilon_{\rm H,0} = 0.025; B = 1.01;$$

$$\alpha_{_{\rm H3R}} = \frac{q}{\overline{T_{_{\rm r}}} - \overline{T_{_{\rm cr}}}} \,. \tag{4.66}$$

Учитывая излучение предрекуператорного и послерекуператорного пространства на дымовую поверхность рекуператора, увеличиваем полученный средний коэффициент излучения на 25 %:

$$\alpha_{_{\rm H3Л}} = 1,25\alpha_{_{\rm H3Л}}^0; \ \alpha_{_{\rm KOHB}} = 0,5(\alpha_{_{\rm KOHB}}^1 + \alpha_{_{\rm KOHB}}^2); \ \alpha_1 = \alpha_{_{\rm H3Л}} + \alpha_{_{\rm KOHB}}.$$
(4.67)

Коэффициент теплопередачи составит

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{1}{\alpha_2}}.$$
 (4.68)

## 4.3.7 Расчет температуры подогрева воздуха

Температуры подогрева воздуха для противотока рассчитываем по формулам [201, 261]:

$$W_{\Gamma} = q_3 q_0 \overline{c}_{\Gamma}, \ \mathrm{Br/^oC}; \ W_{\Gamma} = \varsigma_{\Gamma} C_{\mathrm{pr}}, \ \mathrm{Дж/(c\cdot^oC)}$$
(4.69)

$$W_{\rm B} = q_0 \bar{c}_{\rm B}, \ \mathrm{Bt/^{o}C}; \ W_{\rm B} = \varsigma_{\rm B} C_{\rm pB}, \ \mathrm{\Xi}/(\mathrm{c}\cdot^{\mathrm{o}}\mathrm{C});$$
(4.70)

где  $W_{\Gamma}$  и  $W_{B}$  – теплоемкости потоков газа и воздуха;  $\zeta_{\Gamma}$  и  $\zeta_{B}$  – массовые расходы газа и воздуха, кг/с.

Массовый расход газа или воздуха рассчитывается по формуле

$$\varsigma = \rho \upsilon \varphi \,, \tag{4.71}$$

в которой ρ – плотность потока газа или воздуха, кг/м<sup>3</sup>; υ – скорость потока газа или воздуха, м/с; φ – площадь сечения канала, м.

Для противотока расчетные формулы имеют вид

$$t'_{r} - t''_{r} = (t'_{r} - t'_{B}) \frac{1 - \exp[-(1 - W_{r}/W_{B})(k S_{0}/W_{r})]}{1 - (W_{r}/W_{B})\exp[-(1 - W_{r}/W_{B})(k F/W_{r})]} = (t'_{r} - t'_{B})z; \qquad (4.72)$$

$$t''_{_{B}} - t'_{_{B}} = (t'_{_{\Gamma}} - t'_{_{B}}) \frac{1 - \exp[-(1 - W_{_{\Gamma}}/W_{_{B}})(k S_{_{0}}/W_{_{B}})]}{1 - (W_{_{\Gamma}}/W_{_{B}})\exp[-(1 - W_{_{\Gamma}}/W_{_{B}})(k F/W_{_{\Gamma}})]} = (t'_{_{\Gamma}} - t'_{_{B}})z; \qquad (4.73)$$

$$z = \frac{1 - \exp[-(1 - W_{\Gamma}/W_{B})(kF/W_{\Gamma})]}{1 - W_{\Gamma}/W_{B} \cdot \exp[-(1 - W_{\Gamma}/W_{B})(kF/W_{\Gamma})]};$$
(4.74)

где k – коэффициент теплопередачи, Вт/(м<sup>2</sup>·°С); F – площадь поверхности теплообмена, м<sup>2</sup>.

Количество переданной в единицу времени теплоты от газа к воздуху определяется по формуле

$$Q = W_{r} (t'_{r} - t'_{B}) z, BT.$$
(4.75)

Температура подогрева дутья, °С, определяется как

$$t''_{\rm B} = t'_{\rm B} + (t'_{\rm F} - t'_{\rm B})z. \qquad (4.76)$$

Температура дымовых газов на выходе из рекуператора, °С, находится из выражения

$$t_{r}'' = t_{r}' - (t_{r}' - t_{B}')z. \qquad (4.77)$$

Температуры  $t''_{B}$  и  $t''_{\Gamma}$  рассчитаны без учета потерь тепла через верхнюю шахту печи. Примем потери тепла дымовых газов через стенку шахты печи рав-

ными 15 %. Потери тепла учитывают, уменьшая теплоемкость потока газов по формуле

$$W_{\rm r}' = W_{\rm r} (1 - P_{\rm r} / 100) = W_{\rm r} (1 - 0.05) = W_{\rm r} \cdot 0.85, \qquad (4.78)$$

где  $P_{\rm T}$  – процент потерь тепла.

Исходя из этого необходимо сделать пересчет полученных значений.

Поясним уменьшение  $W_{\rm r}$  до  $W_{\rm r}' = 0.85 W_{\rm r}$ .

Запишем  $W_{\Gamma} = q_3 q_0 \overline{c}_{\Gamma}$ . В данном выражении может уменьшаться только параметр  $q_3 = f(\alpha)$ ;

$$q_{3} = 0,005 \text{CO}^{\circ} \left[ (\alpha - 1) + \frac{N_{2}^{\circ}}{O_{2}^{\circ}} \alpha \right] + 0,01 \text{N}_{2}^{1} + 0,01 \text{CO}^{\circ} .$$
 (4.79)

Из этой формулы следует, что уменьшение параметра *q*<sub>3</sub> обусловлено уменьшением коэффициента избытка воздуха α.

Формулы для расчета температур воздуха при прямотоке имеют следующий вид [201]:

$$t_{\rm B}'' - t_{\rm B}' = (t_{\rm r}' - t_{\rm B}') \frac{W_{\rm r}}{W_{\rm B}} \cdot \frac{1 - \exp[-(1 + W_{\rm r}/W_{\rm B})(kF/W_{\rm r})]}{1 + W_{\rm r}/W_{\rm B}} = (t_{\rm r}' - t_{\rm B}') \frac{W_{\rm r}}{W_{\rm B}} \Pi; \qquad (4.80)$$

$$t'_{r} - t''_{r} = (t'_{r} - t'_{B}) \cdot \Pi, \qquad (4.81)$$

Расчет температуры подогрева воздуха также необходимо проводить с учетом 15 % потерь тепла.

### 4.3.8 Расчет количества воздуха на дожигание СО в колошниковых газах

Полное сгорание диоксида углерода описывается реакцией 2CO + O<sub>2</sub> = 2CO<sub>2</sub>, из которой следует, что для сжигания 1 кмоля газа при нормальных условиях ( $t_{\rm H} = 298$  K,  $P = 1,0132 \cdot 10^5$  Па) требуется 22,4 м<sup>3</sup>.

Следовательно, для сжигания 1 м<sup>3</sup> СО требуется 0,5 м<sup>3</sup> О<sub>2</sub>. В составе 1 м<sup>3</sup> колошниковых газов содержится 0,15 м<sup>3</sup> СО, для сжигания которого потребуется  $0,15 \cdot 0,5 = 0,075$  м<sup>3</sup> О<sub>2</sub>. В сухом воздухе доля кислорода по объему составляет 21 %, а остальные 79 % – азот. Таким образом, количество азота в воздухе в 3,762 раза больше количества кислорода. Поэтому расход воздуха при сжигании 1 м<sup>3</sup>

газа начального состава составит  $0,075 + 0,075 \cdot 3,762 = 0,35715 \text{ м}^3$ . С учетом коэффициента избытка воздуха  $\alpha = 1,2$  действительный расход воздуха составит  $0,35715 \cdot 1,2 = 0,42858 \text{ м}^3$ .

# 4.3.9 Расчет количества и состава продуктов сгорания

При полном сгорании CO по реакции 2CO +  $O_2 = 2CO_2$  состав продуктов сгорания будет состоять только из CO<sub>2</sub> и N<sub>2</sub>. При сжигании 1 м<sup>3</sup> CO образуется 1 м<sup>3</sup> CO<sub>2</sub>, а при сжигании 0,15 м<sup>3</sup> CO образуется 0,15 м<sup>3</sup> CO<sub>2</sub>. Кроме того, вносится азот: с воздухом 0,075 (O<sub>2</sub>) 3,76 = 0,282 м<sup>3</sup>; с газом 0,731 м<sup>3</sup>; итого 1,013 м<sup>3</sup> N<sub>2</sub>. Полное количество продуктов сгорания составит 0,15(CO<sub>2</sub>) + 1,013 (N<sub>2</sub>) = 1,163 м<sup>3</sup>.

При этом получим следующий состав продуктов сгорания:

$$\begin{cases} CO_2 = \frac{0.15}{1.163} \cdot 100 = 12,9\%; \\ N_2 = \frac{1.013}{1.163} \cdot 100 = 87,1\%. \end{cases}$$
(4.82)

Итого 100 %.

При сжигании газа с коэффициентом  $\alpha = 1,2$  количество и состав продуктов сгорания изменяются вследствие увеличения количества азота и наличия в продуктах сгорания избыточного кислорода. При  $\alpha = 1,2$  в продуктах сгорания газа состава (3.88) будет 0,15 м<sup>3</sup> CO<sub>2</sub>; (0,15 · 0,5) · 1,2 – (0,15 · 0,5) = 0,015 м<sup>3</sup> O<sub>2</sub> и (0,15 · 0,5) · 1,2 · 3,76 + + 0,731 = 1,0694 м<sup>3</sup> N<sub>2</sub>.

Полное количество продуктов сгорания составит:

$$0,15(CO_2) + 0,015(O_2) + 1,0094(N_2) = 1,2344 \text{ m}^3.$$

Конечный состав продуктов сгорания:

$$\begin{cases} CO_2 = \frac{0.15}{1,2344} \cdot 100 = 12,15\%; \\ O_2 = \frac{0,015}{1,2344} \cdot 100 = 0,012\%; \\ N_2 = \frac{0,15}{1,2344} \cdot 100 = 87,838\%. \end{cases}$$
(4.83)

Итого 100 %.

Практика эксплуатации низкошахтных печей показывает, что если нет воспламенения СО в колошниковых газах, то подсоса нет, и колошниковые газы частично выбивает через загрузочное окно. Подсос воздуха через загрузочное окно возникает при воспламенении СО. Следовательно, воздуха в очаг горения поступает в соответствии со стехиометрией реакции СО +  $0,5O_2 = CO_2$ . Это означает, что коэффициент избытка воздуха в расчете нужно варьировать в пределах  $\alpha = 1,0$  $\div 1,4$  и контролировать по количеству кислорода в конечном составе продуктов сгорания.

# 4.3.10 Программа расчета технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе»

Для расчета всех технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе» по приведенным в разделе 4.3 формулам была разработана программа в среде Borland Delphi, позволяющая моделировать протекающие процессы теплообмена в рекуператоре [245].

В приложении Д приведена блок-схема программы расчета технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе», а на рисунке 4.4 представлен интерфейс программы расчета. Результаты расчета можно представить, как визуально, так и вывести на печать.

В результате проведенных расчетов была получена температура подогрева воздуха в рекуператоре, равная 199,7 °С, и был сделан вывод о том, что для рекуператора конструкции «труба в трубе» противоточная схема движения теплоносителей является более эффективной чем прямоточная.



Рисунок 4.4 – Интерфейс программы

## 4.4 Технологические показатели работы ИПК и исходные материалы

Плавки на ИПК проводились с различным составом топливных колош:

1 серия – 100 % кокса;

2 серия – 25 % антрацита и 75 % кокса;

3 серия – 50 % антрацита и 50 % кокса;

4 серия – 75 % антрацита и 25 % кокса;

5 серия – 100 % антрацита.

В каждой серии плавки проходили по трем режимам: на холодном дутье, на подогретом и на увлажненном и подогретом дутье.

Так же варьировалось процентное содержание топлива по отношению к металлозавалке: 12, 14 и 16 %. Масса металлической части колоши равнялась 18 кг. Отсюда рассчитывалась масса топливной составляющей завалки:

$$M_{\text{колоши}} \approx 0,1 P_{\text{в}}, P_{\text{в}} = 1,8 \text{ кг/(m}^2 \cdot \text{c}) \cdot 3600 \text{ c} \cdot \frac{\pi}{4} (0,2^2) \approx 200 \text{ кг/ч}.$$

Таблица 4.6 – Химический состав металлических колош

~	Содержание, %, в компонентах шихты элементов						
Состав шихты	С	Si	Mn	Р	S		
Чугунный лом	3,63	2,90	0,32	0,25	0,059		

Таблица 4.7 – Химический состав известняка

Материал	Химический состав, %						
	SiO <sub>2</sub>	CaO	MgO	FeO	$Al_2O_3$	$CO_2$	
Известняк	0,4	51	0,35	0,6	0,25	41	

Основные характеристики кокса и антрацита исследованы в специализированных лабораториях и приведены в таблицах 4.8, 4.9.

Габлица 4.8 – Основные	характеристики кокса
------------------------	----------------------

Марка	Наименование показателя	Значение показателя
	Влага рабочая, %	5,3
	Зольность, %	10,7
	Cepa, %	0,47
КЛ-1	Высшая теплота сгорания, МДж/кг	31,54
	Низшая теплота сгорания, МДж/кг	27,06
	Показатель прочности М40, %	73,5
	Массовая доля кусков менее 40 мм, %	5,8

Таблица 4.9 – Основные характеристики антрацита

Марка	Наименование показателя	Значение показателя
	Влага рабочая, %	6,8
	Зольность, %	5,6
	Выход летучих, %	6,0
٨	Cepa, %	0,22
A	Углерод, %	93,8
	Водород, %	2,5
	Высшая теплота сгорания, МДж/кг	34,71
	Низшая теплота сгорания, МДж/кг	27,83



чугунного лома и известняка

На рисунке 4.6 приведена схема шахты НШП с изображением точек отбора газа. Отбор газа производился на шести горизонтах шахты 1 печи, отстоящих друг от друга на 104 мм, через штуцеры 2, начиная от уровня фурмы 3. На каждом горизонте отбор производился в пяти точках по диаметру печи через каждые 50 мм, то есть непосредственно у стенок печи (точки 1, 5), в центре (точка 3) и между центром и стенками печи.



Рисунок 4.6 – Схема шахты НШП с изображением точек отбора газа

169

Гистограммы размеров составляющих шихты приведены на рисунке 4.5.

Для отбора газа непосредственно в точках замера использовались алундовые трубки, так как зонд газоанализатора выдерживал максимальную температуру 1100 °C. Было изготовлено шесть трубок различной длины. Трубки одним концом вставлялись в измерительные отверстия, а другой конец соединялся с зондом газоанализатора. Перед каждым измерением отключали подачу дутья, откручивали заглушку и вставляли в отверстие трубку, после этого возобновлялась подача дутья, выдерживалась пауза порядка двух минут, чтобы печь вышла на стационарный режим, и делался замер.

### 4.5 Разработка методики исследования прочности твердого топлива

Для исследования прочности твердого топлива, определяемой в процессе горения под нагрузкой, спроектирована и защищена патентами на полезную модель специальная установка [252 – 257], обеспечивающая возможности проверки качества топлива, которая воспроизводит условия в период плавки в шахтной печи, а также получено свидетельство о государственной регистрации для программы ЭВМ [258]. Подробно основные подходы к эксплуатации установки описаны в работах [259, 260, 281].



Рисунок 4.7 – Установка для определения прочности твердого топлива

На рисунке 4.7 показана заявляемая установка, которая состоит из цилиндрического корпуса, содержащего барабан 1, который устанавливается поверх колосниковой решетки 2. Поверх барабана после засыпки топлива устанавливается соединенная с решеткой 4 штанга 3, на которую нанизываются диски нагружающего устройства 5. Диски опираются на упор 6. Набор грузов в виде дисков или «блинов» устанавливается поверх барабана 1. Корпус в нижней части содержит шиберную заслонку 7. Установка, кроме того, снабжена мерной тарой 8 для топлива, которая крепится на подвесках 9 и удерживается с помощью упора 10. Подвешенная тара может плавно поворачиваться на осях подвески с помощью эксцентрика 11 путем поворота ручки 12. Под тарой установлены на опоре 13 установки весы 14. Сбоку расположено смотровое окно, через которое можно наблюдать за процессом горения топлива визуально и снимать на видеокамеру;  $\Delta \ell$  – высота хода эксцентрика.

Установка работает следующим образом. Топливо загружают в барабан 1, измеряют массу, через окно производят розжиг, закрывают окно, включают вентилятор для подачи воздуха по трубе на горение, при этом разность масс топлива будет различной для различных видов топлива. Затем отключают вентилятор, открывают шиберную заслонку 7, колосниковая решетка 2 откидывается на шарнире, и остатки топлива высыпаются в тару 8, которая находится на эксцентриковой подвеске 9. После заполнения тары поворотом ручки 12 эксцентрика 11 она плавно опускается на платформу весов 14 для определения массы остатка топлива.

### 4.6 Измерительные приборы и оборудование

Принципиальная схема измерительных приборов и оборудования для исследований представлена на рисунке 4.8.

Основными газами, характеризующими протекание процесса плавки в НШП, являются CO, CO<sub>2</sub> и O<sub>2</sub>. Для забора и анализа этих газов, а также их температуры использовался газоанализатор VarioPlus Industrial фирмы MRU GmbH с диапазоном измерения O<sub>2</sub> (0 ÷ 30 %), CO (0 ÷ 30 %), CO<sub>2</sub> (0 ÷ 30 %) и погрешностью до ±5% от измеряемого значения.

Газоанализатор снабжен зондом с трубкой для отбора проб длиной 1000 мм и диаметром 12 мм из нержавеющей стали Inconel, которая способна выдерживать температуру до 1100 °C. В наконечнике трубки встроена (PtRhPt) платина-

платинородиевая термопара с возможностью измерения температуры газов до 1700 °C.



1 – рекуператор; 2 – низкошахтная печь; 3 – вентилятор высокого давления;
 4 – подводящие воздушные тракты; 5 – средства измерения расходов,
 обеспечивающих дутьевой режим; 6 – газоанализатор; 7 – зонд газоанализатора;
 8 – пирометр с устройством индикации; 9 – ноутбук; 10 – аналогово-цифровой
 преобразователь; 11 – пакет прикладных программ и система управления базами

данных; 12 – установка для определения прочности твердого топлива;

13 – выгружатель пылеугольного топлива

Рисунок 4.8 – Принципиальная схема измерительных приборов и оборудования для исследований

Результаты анализа возможно выводить на ЖК-дисплей, распечатывать на встроенном термопринтере, а также передавать через интерфейс RS 232 на ПК. Специально для этого разработано программное обеспечение Online-View-Profi, позволяющее удобно выводить на монитор данные измерений в on-line режиме, записывать их в память компьютера и в дальнейшем воспроизводить и обрабатывать информацию в различных графических редакторах. Главный вид рабочего окна программы представлен на рисунке 4.9.

На экране в реальном времени строится график всех измеряемых параметров, каждому из которых соответствует кривая определенного цвета.

Для определения температуры жидкого чугуна на выпуске, а также температуры кусков топлива в шахте низкошахтной печи использовался пирометр спектрального отношения C-3000.4 с диапазоном измерения 700 ÷ 2200 °C и допускаемой относительной погрешностью ±1%.



Рисунок 4.9 – Рабочее окно программы Online-View-Profi

Измеренная пирометром температура по цифровому интерфейсу передается в устройство индикации для отображения на дисплее. Устройство индикации транслирует информацию с пирометра С-3000.4 по аналоговому и цифровому интерфейсу для дальнейшего использования во вторичных приборах.

Для измерения температуры поверхности кокса использовали алундовую трубку диам. 15 мм и длиной 300 мм. Трубка вставлялась в измерительные отверстия низкошахтной печи, один конец ее упирался в кусок кокса с таким расчетом, чтобы теплоизлучение в плоскости измерения шло только от одной поверхности куска. С другой стороны в трубку направлялся пирометр и измерялась температура поверхности куска топлива. При измерении температуры поверхности кокса отключали вентилятор вагранки на 10 – 15 с.

Для измерения температуры нагрева воздуха в рекуператоре и отходящих печных газов использовали хромель-алюмелевые термопары, вмонтированные в воздуховод горячего воздуха и в секцию выше завалочного окна. Измерительный модуль (рисунок 4.8) представляет собой комплекс приборов серии «Адам» ("ADAM I-7000") и состоит из 24-битового аналого-цифрового преобразователя ICP CON 7018, обеспечивающего 16-битовую точность, и преобразователя промышленного интерфейса (RS485) в последовательный интерфейс (RS232 – com port) ICP CON 7520, обеспечивающего подключение к стандартному последовательному порту персонального компьютера.

Для управления работой измерительного комплекса разработано программное обеспечение, функционирующее в средах MS DOS и WINDOWS 95/98/2000/XP. Вывод результатов измерений осуществляется в режиме on-line на мониторе в виде графика и числового значения.

# 4.7 Сравнительная характеристика антрацитов и тощих углей Кузбасса – топлива для низкошахтных печей

Согласно ГОСТ 25543-2013 все угли делятся на три группы: бурые, каменные и антрациты. Такое деление основано на среднем показателе отражения витринита, который у бурых углей составляет менее 0,60 %, у каменных 0,40 – 2,59 % у антрацитов – более 2,20 % [310]. Как следует из приведенных характеристик, между классами углей имеется небольшая зона неопределенности. Для каменных углей и антрацитов она приходится на интервал 2,20 – 2,59 %. По технологическим свойствам все угли делятся на технологические марки. Согласно этой классификации высшая категория каменных улей получила название тощие (Т). Внутри этой технологической марки выделены две группы углей: первый тощий и второй тощий, а в них подгруппы фюзинитовых и витринитовых углей. Среди антрацитов выделены три группы углей: первый антрацит, второй антрацит и третий антрацит, которые также детализируются на фюзинитовую и витринитовую подгруппы.

Антрацит (марка А) наиболее качественный класс углей. Он отличается наиболее высокой степенью углефикации (метаморфизма), не спекается. Обладает высокими плотностью органической массы (1500 – 1700 кг/м<sup>3</sup>) и электропроводностью. Твердость по шкале Мооса 2,0 – 2,5. Содержание углерода в органической массе антрацита 94 – 97 %, водорода 1 – 3 %, удельная теплота сгорания  $Qs^{daf} = 33,8 - 35,2 \text{ МДж/кг}, Qj^r = 23,9 - 31,0 \text{ МДж/кг}.$ 

Наибольшее количество антрацита образовалось в результате регионального метаморфизма при погружении угленосных толщ в область повышенных температур и давлений. Роль термального и контактового метаморфизма в образовании антрацита ограничена. Она зависит от мощности магматических тел, их типа, глубин внедрения, расстояния от них до углей, подвергшихся тепловому воздействию. В Кузбассе антрациты имеются в Бунгуро-Чумышском геологоэкономическом районе, термоантрациты известны из Томь-Усинского района и связаны своим происхождением с внедрением в угленосную толщу силлов триасовых базальтов. Температура при формировании антрацита в условиях регионального метаморфизма находилась, по-видимому, в интервале 350 – 550 °C, что наряду с изменением давления, особенностями исходного материала и другими причинами привело к образованию антрацита с различными свойствами.

Основные запасы антрацитов сосредоточены в южной части Донецкого, Горловском, Тунгусском, Таймырском бассейнах. Небольшое его количество выявлено в месторождениях Урала и Магаданской области, Печорском угольном бассейне. Общая сумма разведанных запасов и прогнозных ресуров антрацитов в Кузнецком бассейне составляет 10 686 млн.т. В их числе учтены Госбалансом по категориям  $A+B+C_1 - 552$  млн.т, по категории  $C_2 - 275$  млн.т, учтены территориальными органами по категорям  $A+B+C_1 - 301$  млн.т, по категории  $C_2 - 643$  млн.т; прогнозные ресурсы антрацита категории  $P_1$  оценены в 5195 млн.т, категории  $P_2 - 3720$  млн.т [311].

**Тощие угли** (марка Т) характеризуются выходом летучих веществ от 8 до 15,9 % с показателем отражения витринита от 1,3 до 2,59 %; спекаемость отсутствует. Содержание углерода в органической массе составляет 88 - 92 %, водорода -3,75 - 4 %, кислорода -2,8 - 3,5 %, серы - до 1,7 % (среднее 0,7), фосфора -0,003 - 0,8 %, влаги -1 - 7 %, летучих веществ -8,0 - 15,9 %, золы -8 - 25 % (для кузбасских углей 12 - 18 %), удельная теплота сгорания составляет 35 200 - 36 500 кДж/кг.

175

Тощий уголь называют еще полуантрацитом вследствие того, что их свойства имеют некоторую схожесть. Плотность тощего угля составляет 1340 кг/м<sup>3</sup>, пористость 10 – 15 %. Уголь хорошо дробится и истирается.

Основной источник добычи тощего угля в России – Кузнецкий угольный бассейн. Общие запасы и прогнозные ресурсы угля этой марки до глубины 1800 м здесь составляют 102465 млн.т (в десять раз больше, чем антрацитов). Из этой суммы запасы, учтенные Госбалансом, составляют: по категориям  $A+B+C_1 - 7774$  млн.т, по категории  $C_2 - 1092$  млн. т, запасы учтенные территориальными органами по категориям  $A+B+C_1 - 479$  млн. т, по категории  $C_2 - 2688$  млн.т, прогнозные ресурсы категории  $P_1 - 50638$  млн.т, категории  $P_2 - 39794$  млн.т [311]. Наибольшее количество угля марки Т выявлено в Араличевском, Байдаевском, Кемеровском и Прокопьевско-Киселевском геолого-экономических районах Кузбасса. Месторождения тощего угля имеются в Воркуте (Хальмерьюское и Верхнесырьянинское) и Печорском угольном бассейне (Истинское, Воргашорское и Усинское месторождения). Стоимостные характеристики углей марок A (антрациты) и Т (тощие) соотносятся примерно как 1 к 2 (стоимость одной тонны антрацита в два раза дороже тонны тощего угля).

#### Выводы по главе

1. Созданы основные методики расчета проектно-технологических характеристик исследовательской низкошахтной печи и оборудования ИПК, разработанные методы расчета могут служить основой для проектирования промышленных объектов печных комплексов. В структуру ИПК входит обеспечивающая возможность проверки качества топлива и воспроизводящая условия в период плавки в шахтной печи спроектированная специальная установка для исследования прочности твердого топлива, которая определяется в процессе горения под нагрузкой. Конструкция установки и методы эксплуатации защищены Патентами РФ № 96963, № 106953, № 102386, № 99616, № 2438124.

2. Аппаратно-лабораторная база для исследования состава газовой фазы, измерения расходов, обеспечивающих дутьевой режим, измерения температуры топлива и металла представлена современным оборудованием, прошедшим процедуру поверок в установленном порядке. Расчеты проводились на лицензионном программном обеспечении и пакетах прикладных программ, защищенных свидетельствами о государственной регистрации программ для ЭВМ.

3. Геометрические параметры конструкции, шихты и топлива исследовательской низкошахтной печи были выбраны исходя из сложившейся проектной практики, характерной для промышленных печей, основанной на существующей эмпирической зависимости, связывающей высоту топливной насадки с внутренним диаметром печи.

4. Разработана методика, учитывающая расчеты воздуходувных средств, сопротивление шихты и кокса, определяемое многими параметрами: высотой слоя кокса и шихты, расходом кокса, размером и формой кусков топлива и шихты, порозностью слоя материалов, температурой и составом печных газов, количеством рядов фурм. Кроме того, методика учитывает общую сумму сопротивлений: трубопроводной системы, заслонок, поворотов, расширений и сужений трубопроводов, раздающего короба, системы параллельных каналов фурменного пояса. По предложенной методике, используя ЭВМ, проведены расчеты потерь напора для всего нормального ряда низкошахтных печей.

5. Разработана методика расчета технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе», включающая расчет состава колошниковых газов; расчет температуры воздуха и дымовых газов на выходе из рекуператора; расчет коэффициентов теплообмена и теплопередачи на дымовой стороне; расчет температуры подогрева воздуха для противотока; расчет температуры подогрева воздуха для противотока; расчет температуры подогрева воздуха для прямотока; расчет количества воздуха на дожигание оксида углерода в колошниковых газах. Конструкция рекуператора представлена на рисунке 3.4 и защищена Патентами РФ № 89682, № 89683, № 89684, № 99135.

6. Для расчета всех технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе» был разработан программный продукт, позволяющий моделировать протекающие процессы теплообмена в рекуператоре (Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011617034). В результате проведенных расчетов получены технологические решения для проектирования и последующего монтажа рекуператора на ИПК с температурой подогрева воздуха в рекуператоре на уровне 200 °C.

# 5 Анализ результатов экспериментальных исследований плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах с использованием в качестве топлива антрацита и тощих углей

В настоящей главе приведены результаты экспериментов, проведенных на ИПК, обоснование технологических режимов и параметров плавки в низкошахтных печах. Определена степень измельчения антрацита и кокса, используемых в качестве топлива, приведены рекомендации по использованию антрацита на основе сравнения с эталонами топлива (кокса).

Проведен термогравиметрический анализ на дериватографе фирмы Setaram образцов литейного кокса и антрацита методом разбавления навески в порошкообразном термоинертном растворителе. Показана применимость метода для сравнительной оценки свойств различных углеродистых материалов. В процессе нагревания до 1500 °C поведение кокса и антрацита отличается незначительно, что свидетельствует о возможности замены кокса антрацитом. Образование расплава зольных остатков и их кристаллизация при последующем охлаждении зависит от количества и состава золы и может существенно влиять на ход технологического процесса.

Оценены технологические параметры плавки в ИПК с учетом газового анализа при холодном, подогретом, подогретом и увлажненном дутье.

### 5.1 Методика аттестации топлив, используемых в низкошахтных печах

В процессе плавки определяли высоту  $H_{\text{тн}}$  топливной насадки экспериментальным путем по методике, описанной ниже. Для этого была специально изготовлена (рисунок 5.1) [20] водоохлаждаемая трубка 1 длиной 250 мм и внутренним диаметром 50 мм с термостойким стеклом 2 на конце. Эта трубка устанавливалась на измерительные отверстия 3, которые располагались на боковой стенке шахты печи 4 (более подробно конструкция исследовательского полупромышленного комплекса описана в главе 4). Через трубку наблюдали за происходящим в печи. Уровень появления первых капель свидетельствовал о верхнем горизонте топливной насадки.



1 – водоохлаждаемая трубка; 2 – термостойкое стекло; 3 – измерительное
 отверстие; 4 – шахта низкошахтной печи

# Рисунок 5.1 – Конструкция водоохлаждаемой трубки для определения высоты топливной насадки

При плавке с использованием в качестве топлива кокса появление первых капель чугуна наблюдалось на горизонте шестого измерительного отверстия от уровня фурмы, которое находилось на высоте 520 мм, что близко к расчетному значению.

При плавке с использованием в качестве топлива антрацита на холодном дутье появление первых капель чугуна наблюдалось на горизонте пятого измерительного отверстия, которое находилось на высоте 416 мм. Это связано с тем, что в процессе плавки антрацит растрескивался и давал просадку.

При плавке на антраците с подогревом и увлажнением дутья на уровне шестого измерительного отверстия капли чугуна не наблюдались, однако на уровне пятого измерительного отверстия они четко прослеживались, что свидетельствовало о их появлении на горизонте между четвертым и пятым измерительными отверстиями, приблизительно на уровне 500 мм. Это подтверждает предположение

о том, что подогрев и увлажнение дутья способствуют меньшему растрескиванию антрацита.

В результате лабораторных экспериментов была определена степень измельчения топлив (кокса и антрацита) по методике, разработанной автором [262, 263]:

$$C_{\rm T} = \frac{(\bar{d}_{\rm go} - \bar{d}_{\rm nocne})}{\bar{d}_{\rm go}} \cdot 100 \,\% \,, \tag{5.1}$$

где  $C_{\rm T}$  – степень измельчения топлива;  $\bar{d}_{\rm дo}$  – средний размер куска топлива до плавки, мм;  $\bar{d}_{\rm nocne}$  – средний размер куска топлива после плавки, мм.

Экспериментальные плавки проводили с использованием в качестве топлива кокса и антрацита фракции от  $0 \div 10$  до  $30 \div 40$  мм по трем технологическим режимам: на холодном дутье, на дутье, подогретом до 200 °C, и на дутье, подогретом до 200 °C и увлажненном до содержания 5 % пара. Плавки проходили не до полного выгорания топлива: как только проплавлялся весь чугун, летку вскрывали, и весь оставшийся кокс или антрацит выгружали (выбивали) в специально приготовленную емкость. После этого строили гистограмму размеров кусков оставшегося топлива (рисунок 5.2).

Из результатов экспериментов видно, что на степень измельчения кусков кокса ( $C_{\rm T}$ ) подогрев и увлажнение дутья практически не влияют (рисунок 5.2, поз. *а*), небольшие изменения размеров куска кокса связаны в большей степени с его выгоранием и в меньшей – с его растрескиванием. Степень измельчения кокса при проведении плавки на холодном дутье составляет  $C_{\rm T} = 12$  %; после плавки на подогретом дутье  $C_{\rm T} = 6$  %; на подогретом увлажненном дутье  $C_{\rm T} = 9$  %.

Анализ плавки, проведенной на холодном дутье с использованием в качестве топлива антрацита (рисунок 5.2, поз.  $\delta$ ), показывает, что последний сильно растрескивается на мелкие куски ( $C_{\rm T} = 38$  %). Это негативно сказывается на технологическом режиме печи, мелочь забивает свободное пространство, нарушая дутьевой режим, топливная насадка просаживается, в результате чего температура перегрева чугуна уменьшается из-за сокращения времени его нахождения в области высоких температур.














Рисунок 5.2 – Степень измельчения кокса (a) и антрацита ( $\delta$ )

Антрацит имеет низкую термическую стойкость, вследствие чего при быстром нагреве и большом давлении столба металлической шихты он растрескивается на мелкие куски, которые уменьшают свободное сечение печи и приводят к нарушению хода плавки. Растрескивание происходит за счет высоких механических и термических напряжений по объему куска топлива в кислородной зоне, где его поверхность разогревается до 2000 – 2100 °C.

Плотность и модуль упругости антрацита на 30 ÷ 40 % выше, чем у кокса. Кокс имеет большое количество пор, которые образуются в процессе коксования угля за счет удаления влаги и летучих. Наличие большого количества пор в коксе приводит к уменьшению его плотности и модуля упругости по сравнению с указанными показателями антрацита.

Для снижения термических напряжений в кусках антрацита необходимо резко уменьшить градиенты температуры на его поверхности, что возможно осуществить при подогреве и увлажнении дутья. Это подтверждается данными, представленными на позиции *II*, *б* рисунка 5.2 ( $C_{\rm T} = 29$  %). Такие результаты объясняются тем, что подогрев дутья выше определенного уровня способствует протеканию реакции  $C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO + 117$  МДж/кмоль вместо реакции  $C + O_2 \rightarrow CO_2 + 400,4$  МДж/кмоль, снижает полноту сгорания топлива, увеличивает содержание CO в уходящих из печи газах, снижает вероятность растрескивания антрацита.

Дополнительно стойкость антрацита против растрескивания повышается за счет увлажнения подогретого дутья. Степень измельчения  $C_{\rm T} = 20$  % – позиция *III*, *б* рисунка 5.2.

В кислородной зоне восстановление водяного пара углеродом антрацита резко интенсифицируется при скорости дутья свыше 0,5 м/с [114] и протекает по реакции

$$2C + 3H_2O = CO + CO_2 + 3H_2 - 210,036$$
 МДж/кмоль, (5.2)

которая идет с большим поглощением тепла.

В результате протекания данной реакции резко понижается температура поверхности антрацита в кислородной зоне с 2000 до 1800 – 1850 °С, но одновременно увеличивается высота этой зоны, что снижает температурные градиенты и, следовательно, напряжения в поверхностных слоях куска топлива. В результате проведения плавки с одновременным подогревом и увлажнением дутья антрацит меньше подвергся растрескиванию, и после выбивки диаметр куска антрацита составил порядка 30 мм. Температура чугуна на выходе увеличивалась с 1310 до 1350 °С. Это дает возможность вести плавку в устойчивом режиме.

Кроме того, высота кислородной зоны при неувлажненном и увлажненном дутье примерно одинакова и составляет от 4,5 (при неувлажненном дутье) до 6,5 (при увлажненном дутье) начальных средних диаметров кусков антрацита. Восстановление диоксида углерода обеспечивается в зоне, находящейся на высоте, равной 15 ÷ 20 начальных диаметрах кусков антрацита. Именно последний факт выравнивает температуру газа по высоте топливной насадки и, следовательно, резко интенсифицирует теплообмен между каплей расплава и теплоносителем [20].

Однако полностью устранить растрескивание не удается и некоторая просадка топливной насадки все же присутствует. Частично причиной этого, кроме термостойкости антрацита, служит выделение летучих при нагреве. На исследовательской низкошахтной печи эти факторы не оказывали существенного влияния на ход плавки. В промышленных условиях, где высота загрузки значительно выше, соответственно выше давление столба шихты на топливную насадку, это может привести к нарушению хода печи.

Для определения оптимальных соотношений различных видов топлива в топливных колошах и обеспечения устойчивой работы низкошахтных плавильных агрегатов требуется критериальное обоснование соотношений содержаний антрацита и кокса и сравнение его с эталонными показателями.

Исследования проводили на установке, конструкция которой описана в разделе 4.5. Аппаратное обеспечение установки позволяет осуществлять видеосъемку. На рисунке 5.3 представлена расшифровка эксперимента, моделирующего работу ИПК, при использовании 100 % антрацита.

На поз. 1.1, 1.2, 1.3 рисунка 5.3 зафиксирован начальный момент зарождения и последующего интенсивного развития трещины куска антрацита.

Интенсивное горение в очаговой зоне и значительные механические нагрузки способствуют резкому распространению зародившейся трещины и появлению новых (поз. 1.4, 1.5, 1.6 рисунка 5.3).







Рисунок 5.3, лист 1 – Расшифровка видеосъемки процесса горения антрацита







Рисунок 5.3, лист 2



Рисунок 5.3, лист 3

В результате механического разрушения происходит резкое измельчение фракционного состава антрацита, что подтверждается фотографиями, представленными на поз. 1.7, 1.8, 1.9 рисунка 5.3.

Степень измельчения кокса и антрацита, определенная на исследовательской установке, составила  $C_{\rm T} = 10$  % для кокса и  $C_{\rm T} = 36$  % для антрацита. Распределение фракционного состава от 0 до 40 мм для данных топлив приведено на рисунке 5.4.

Для определения относительной прочности твердого топлива была проведена серия экспериментов на установке, описанной в главе 4 (рисунок 4.7).



Рисунок 5.4 – Степень измельчения кокса и антрацита

В шахтных печах твердое топливо находится под давлением шихтовых материалов, что моделирует набор грузов. При движении от колошника к очагу горения куски топлива частично разрушаются и окончательно разрушаются и газифицируются в очагах горения.

Эксперименты с помощью установки проводили в такой последовательности: загружали в установку топливо массой  $M_0$ , устанавливали на засыпку расчетное количество грузов. Через окно разжигали топливо, включали вентилятор для подачи воздуха на горение, фиксировали высоту осевшего в результате горения топлива (при этом выгорает половина первоначальной навески топлива  $\Delta M = 0,5M_0$ ), измеряли мерной линейкой высоту сгоревшего и осевшего слоев топлива:

$$\Delta h = h_0 - h_1, \tag{5.3}$$

где  $h_0$  и  $h_1$  – высота слоя до и после опыта соответственно.

До момента измерения  $\Delta h$  отключали вентилятор, после определения  $\Delta h$  открывали шибер, и остатки топлива высыпали в тару для определения конечной массы  $M_1$ . На рисунке 5.5 показана схема к расчету критериев прочности топлива.



Рисунок 5.5 – Схема к расчету относительной прочности топлива

Относительная прочность топлива при горении под нагрузкой *P* определяется по формуле

$$\varepsilon_h = \Delta h/h_0 = h_0 - h_1/h_0 = 1 - h_1/h_0.$$
(5.4)

Относительная прочность, зависящая от разрушения и газификации топлива, определяется выражением

$$\varepsilon_{\rm T} = \Delta M / M_0 = M_0 - M_1 / M_0 = 1 - M_1 / M_0. \tag{5.5}$$

Начальная  $M_0$  и конечная  $M_1$  массы засыпки топлива в установку выражаются формулами

$$M_0 = \rho_0 h_0 S_0; M_1 = \rho_1 h_1 S_0.$$
(5.6)

где  $\rho_0$  и  $\rho_1$  — насыпная масса топлива до и после опыта, кг/м<sup>3</sup>;  $S_0$  — площадь сечения установки, м<sup>2</sup>.

Из выражений (5.6) следует

$$\rho_0 = M_0 / (h_0 S_0), \ \rho_1 = M_1 / (h_1 S_0).$$
(5.7)

Под нагрузкой топливо растрескивается, особенно интенсивно в период горения, образуется много мелочи, которая заполняет пустоты между крупными кусками топлива. Засыпка топлива уплотняется, насыпная масса  $\rho_1$  после опыта больше  $\rho_0$  до опыта, то есть:

189

$$\rho_1 = \rho_0 + \Delta \rho, \tag{5.8}$$

где  $\Delta \rho$  – прирост плотности засыпки топлива в процессе эксперимента.

Подставляя выражение (5.8) в (5.6), затем (5.6) в (5.5) и используя формулу (5.4), получаем требуемое соотношение между  $\varepsilon_{\rm T}$  и  $\varepsilon_h$ . Оно равно:

$$\varepsilon_{\rm T} = \varepsilon_{\rm h} \left(2 - \rho_1 / \rho_0\right). \tag{5.9}$$

Данное соотношение позволяет определить прочность твердого топлива, засыпаемого в устройство для определения прочности, моделирующее работу шахтной печи. Для совершенно прочного топлива  $\rho_1 = \rho_0$ , и из соотношения (5.9) следует  $\varepsilon_{\rm T} = \varepsilon_h$ . Для топлива, имеющего недостаточную прочность,  $\rho_1 \ge \rho_0$ ,  $\rho_1 / \rho_0 \ge$ 1, и из соотношения (5.9) следует  $\varepsilon_{\rm T} \le \varepsilon_h$ . Для примера  $\rho_1 = 1,5 \rho_0$ ,  $\varepsilon_{\rm T} = 0,5 \varepsilon_h$ .

Для реального прочного топлива это соотношение будет равно  $\varepsilon_{\rm T} = (0.85 \div 0.95) \varepsilon_{\rm h}$ , для топлива средней прочности  $\varepsilon_{\rm T} = (0.7 \div 0.85) \varepsilon_{\rm h}$ , а для малопрочных топлив  $\varepsilon_{\rm T} = (0.5 \div 0.7) \varepsilon_{\rm h}$ .

В таблице 5.1 приведены данные по относительной прочности твердого топлива.

Таблица 5.1 – Относительная прочность твердого топлива

Соотношение содержаний кокс – антрацит, %	100-0	90-10	80-20	70-30	60-40	50-50	40-60	30-70	20-80	10-90	0-100
Относительная прочность твердого топлива, є <sub>т</sub>	0,95	0,93	0,90	0,87	0,85	0,81	0,70	0,62	0,53	0,48	0,40

При плавке чугуна в промышленных условиях ( $D_{\rm HII} > 1$ м) высокий уровень загрузки может дать значительную просадку топливной насадки, поэтому рекомендуем экспериментально обоснованное соотношение содержаний антрацита и кокса в топливных колошах – 60 % антрацита и 40 % кокса. Уровень шихты в печи не должен превышать 3,0 м. Кокс не теряет своей прочности при горении и имеет высокую теплотворную способность  $Q = (6,2 \div 6,8) \cdot 10^3$  ккал/кг, у антрацита  $Q = (7,5 \div 8,3) \cdot 10^3$  ккал/кг [286].

Для нормального протекания процесса плавки необходимо, чтобы в результате горения смеси антрацита и кокса выделялось не меньшее количество тепла, как и при горении кокса.

При заданном процентном соотношении содержания кокса (40 %), антрацита (60 %) количество теплоты, выделяющееся при сгорании топливной колоши, составит

$$Q_{\text{общ}} = Q_{\text{кокс}} + Q_{\text{антрацит}} = 0,4 \cdot 6,5 \cdot 10^3 + 0,6 \cdot 8,0 \cdot 10^3 = 7,4 \cdot 10^3$$
 ккал/кг.

Кокс при горении и нагрузке не растрескивается, хорошо держит давление верхних слоев шихты, как каркас воспринимает нагрузку на себя и разгружает от нагрузки куски антрацита. Это позволяет значительно повысить уровень загрузки шихтовых материалов.

При выплавке в низкошахтной печи оксидного расплава из минерального сырья с применением подогрева и увлажнения дутья следует использовать 100 % антрацита в рабочих топливных колошах, так как в этом случае насыпная масса шихты приблизительно в два раза меньше массы металлической части шихты, поэтому снижение температуры поверхности топлива за счет подогрева и увлажнения дутья и меньшее давление столба шихты обеспечивают ровный ход процесса плавки [20].

### 5.2 Термогравиметрический анализ изменения параметров литейного кокса и антрацита

В настоящее время во многих высокотемпературных технологических процессах, связанных с использованием углеродистых материалов в качестве топлива или восстановителя, высококачественные коксы заменяются более дешевыми и недефицитными углями (антрацитом, тощими или бурыми углями и др.). Если в соответствии с требованиями технологического процесса и качества получаемой продукции к углеродистым материалам применяются жесткие требования по содержанию примесей, то заменителями кокса часто служат низкозольные сорта антрацита, углей, полукоксов [264 –266, 268 – 272]. Поведение различных углеродистых материалов при нагревании может отличаться весьма существенно, что соответственно влияет на ход технологического процесса: скорость химических реакций, протекающих в процессе нагрева; сорбцию газообразных компонентов из газовой фазы; образование шлаковых расплавов в различных зонах плавильного агрегата, приводящих к спеканию материалов; выделение паров воды, летучих веществ и смольных фракций из углеродистых материалов, их горение и взаимодействие с компонентами шихтовых смесей. Физико-химические процессы протекают с выделением или поглощением тепла, что также может оказывать существенное влияние на температурный и тепловой режим печи.

Исследовали поведение при нагревании с последующим охлаждением литейного кокса марки КЛ-1 и антрацита марки А разреза Красногорский (Кемеровская обл.) методом термогравиметрического анализа на дериватографе фирмы Setaram, позволяющем производить нагрев до 1500 °C.

Термогравиметрический метод анализа физико-химических процессов, происходящих при нагревании различных материалов, во многих случаях позволяет не только качественно, но и количественно определить характер и последовательность процессов, а также получить сравнительные показатели исследуемых материалов одного класса, возможность и степень их взаимодействия с другими материалами. Исследования углеродистых материалов проводятся, как правило, в безокислительной атмосфере (Ar + 10 % H<sub>2</sub>).

В качестве альтернативной методики предложен метод разбавления порошкообразного углеродистого материала в термоинертном растворителе (смесь порошков глинозема и шамота) [273]. В качестве оптимальных параметров рекомендованы: скорость нагрева 67 °С/мин, концентрация углеродистого материала в

191

шихтовой смеси 2 % (по массе). В реальных технологических процессах последний показатель, как правило, значительно больше (20 % и более), а скорость нагрева, значительно меньше. Изучена возможность использования предложенного метода в режимах, приближенных к реальным: скорость нагрева 10 °С/мин, концентрация углеродистых материалов как в термоинертных, так и в реакционных шихтовых смесях 2, 10, 20, 40 % (по массе) [273, 274]. Опыты показали хорошую сходимость результатов во всех исследованных режимах как с качественной стороны, показывающей последовательность физико-химических процессов, так и с количественной, позволяющей оценить величину и скорость изменения массы и тепловых эффектов, и сделать сравнительную оценку свойств материалов.

В настоящем исследовании в качестве углеродистых материалов использовались литейный кокс (PC = 0,75 см<sup>3</sup>/(г·с)) и антрацит (PC = 0,35 см<sup>3</sup>/(г·с)), масса исследованных образцов составляла 11 мг. Состав и некоторые технологические свойства материалов представлены в таблице 5.2.

Углеродистый материал	Технический анализ				Химический состав золы, <sup>%</sup> / <sub>мг</sub>								
	$\frac{W^{r}}{M\Gamma}$	$\frac{A^{r}}{M\Gamma}$	$\frac{V^{r}}{M\Gamma}$	$\frac{C_{\text{TB}}^{r}}{M\Gamma},$	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	$P_2O_5$	
Кокс литейный	$\frac{2,0}{0,22}$	$\frac{10,5}{1,15}$ (10,7)		85,75 9,43 (98)	<u>57,0</u> 0,66	$\frac{15,3}{0,192}$	$\frac{16,4}{0,19}$	$\frac{4,5}{0,052}$	$\frac{1,5}{0,01}$	_	_	$\frac{0,61}{0,007}$	
Антрацит	$\frac{3,0}{0,33}$	$\frac{11,15}{1,265}$ (11,5)	$\frac{5,13}{0,66}$ (6,0)	$\frac{85,85}{9,44}$ (96,0)	73,1 0,92	$\frac{16,6}{0,21}$	$\frac{1,5}{0,019}$	$\frac{2,1}{0,027}$	$\frac{0,9}{0,011}$	$\frac{0,7}{0,009}$	$\frac{3,1}{0,039}$	1,0 0,013	
Примечание. В скобках приведены значения $A^d$ , %, $V^{daf}$ , %, $C_{TB}^{daf}$ , %. Плавкость золы антрацита: $T_{Hay} = 1350$ °C, $T_{nonvcdenbl} = 1390$ °C, $T_{xx} = 1410$ °C.													

Таблица 5.2 – Состав и свойства углеродистых материалов

Термоинертным материалом служил глинозем марки ХЧ. Углеродистый материал измельчался до крупности 50 мкм, смешивался с глиноземом в соотношении 1:9 в механической ступке FRITSCH puloerisette; навеска смеси 100 мг помещалась в тигель дериватографа и нагревалась со скоростью 10 °С/мин.

Результаты термогравиметрического анализа литейного кокса и антрацита представлены на рисунках 5.6, 5.7 и в таблице 5.3.



0-0- - -0-0 – ноль-кривая; - - –  $\Delta H_i$  – вклад энтальпий отдельных физикохимических процессов в общую кривую ДТА;  $1 \div 18$  – номера физико-химических

процессов в таблице 4.3





Рисунок 5.7 – Изменение параметров  $\Delta H = f(t, {}^{\circ}C); \Delta m = f(t, {}^{\circ}C)$  литейного кокса и антрацита в процессе нагревания

Приведенные дериватограммы отражают спектр сложных физикохимических процессов, происходящих при нагревании углеродистых материалов. Особую роль для правильной интерпретации комплекса физико-химических процессов следует уделять положению на дериватограммах так называемой нолькривой (0 – 0), разделяющей на кривой ДТА, характеризующей изменение энтальпии нагреваемого материала, области экзотермических и эндотермических процессов.

Энтальпия зависит от изменения теплоемкости исследуемого материала при различных температуре, составе и от изменения его массы за счет процессов испарения, возгонки, химических реакций диссоциации, восстановления, окисления. Изменение 1500 °C энтальпии составляет кокса при нагреве ДО  $H_{T}^{o} - H_{298}^{o} \approx 33,4 \, \text{кДж/г}$  - ат углерода, тогда как в исследуемом интервале температур теплота образования монооксида углерода составляет 113 кДж/моль СО, а для СО<sub>2</sub> – 396 кДж/моль СО<sub>2</sub>, т.е. удельная (на 1 г-ат углерода) теплота на нагрев кокса [275] (эндотермический эффект) составляет в исследуемом интервале температур не более 10 % теплоты образования его оксидов  $(\Delta H_{CO} + \Delta H_{CO_2})$  – (экзотермический эффект). Для кокса и антрацита, содержащих небольшое количество золы (5 -11 %) и летучих веществ (1 – 5 %), тепловыми эффектами их нагрева, а также выделения и возможного окисления летучих веществ можно пренебречь и тогда можно констатировать, что изменение положения ноль-кривой зависит, в основном, от изменения массы образца, которая в процессе нагрева уменьшается более чем в 12 раз. В связи с тем, что при достижении температур ~ 1300°С все процессы практически заканчиваются (при этом  $\Delta m_{\text{barr}} \approx \Delta m_{\text{pacy}}$ ), можно считать, что ноль-кривая по форме фактически представляет собой зеркальное отражение кривой изменения массы материала  $\Delta m$  (в шкале  $\Delta H$ ) – жирная штриховая кривая (0-0<sub>н</sub> - - - 0-0<sub>к</sub>), крайние положения которой соответствует началу и концу процесса на кривой ДТА.

Параметры физико-химических процессов, протекающих при нагревании кокса и антрацита, представлены в таблице 5.3.

Таблица 5.3 – Параметры физико-химических процессов, протекающих при нагревании литейного кокса и антрацита до 1500 °С

		Изменение			Температура процесса °С						
N⁰	№ Процесс п/п		массы (±мг)		температура процесса, С						
п/п			ourpouur	(±)	t <sub>нач</sub>		t <sub>max</sub>		t <sub>koh</sub>		
			антрацит		кокс	антрацит	кокс	антрацит	кокс	антрацит	
1	Адсорбция газов	+0,21	+0,2	I	25	25	70	50	210	180	
2	Испарение влаги	-0,22	-0,3	+	30	30	100	100	175	210	
3	Выделение летучих веществ (без окисления)	-0,03	-0,66	+	40	90	90	180	900	950	
4	Окисление летучих веществ	-0,16	-0,1	_	300	300	590	800	900	950	
5	Беспламенное окисление твердого углерода до CO <sub>2</sub> *	-0,5	-	_	270	-	300	-	520	-	
	Пламенное окисление твердого углерода:										
6	до CO <sub>2</sub>	0 33	-9,44	_	480	320	660	530	1010	950	
7	до СО	-9,55		—	530	410	-	-	1490	1480	
8	Диссоциация Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> золы до Fe <sub>мет</sub>	-0,045	-0,019	+	510	580	850	860	1010	1040	
	Окисление Fe <sub>мет</sub> :										
9	до FeO	+0,03	+0,008	_	1300	1190	1310	1200	1320	1240	
10	до Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	+0,01	+0,003	_	1310	1370	1380	1380	1410	1400	
11	до Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	+0,005	+0,002	_	1390	1420	1490	1480	1500	1440	
12	Плавление золы	-	-	-	1400	1350	1420	1420	1460	1440	
13	Охлаждение жидкого расплава золы	1,15	0,66	+	1500	1500	-	-	1210	1200	
14	Первичная кристаллизация наиболее тугоплавких компонентов расплава золы	-	-	_	1210	1200	-	-	1020	1010	
15	Перитектическая реакция	-	-	_	1020	1010	-	-	850	840	
16	Кристаллизация двух твердых фаз из расплава золы	_	-	_	850	840	_	-	740	740	
17	Трехфазная кристаллизация	-	-	_	740	740	-	-	700	690	
18	Полное затвердевание конечного шлака золы	-	-	_	-	-	-	-	550	540	

На дериватограмме кокса, приведенной на рисунке 5.6, сплошные кривые показывают изменение массы материала  $\pm \Delta m$ , мг, в процессе нагревания и изменение энтальпии навески  $\pm \Delta H$  (кривая ДТА), жирная штриховая кривая – положение ноль-кривой (0-0)<sub>н</sub> – (0-0)<sub>к</sub>, штриховые кривые – изменение массы и энтальпии для конкретных процессов (номера у кривых соответствуют порядковым номерам процессов в таблице 5.3). Каждому моменту времени соответствует точка на кривой ДТА, отражающая сумму тепловых эффектов  $\Sigma \Delta H$  процессов, протекающих в данный момент. Например, при  $\tau = 40$  мин точке *B* на кривой ДТА соответствует  $\Sigma \Delta H_B = +\Delta H_3^B - \Delta H_4^B - \Delta H_5^B$ .

В первые минуты нагрева в интервале температур 25 – 70 °С на кривой  $\Delta m$  отмечается небольшая прибыль массы материала (+0,21 мг), что объясняется адсорбцией газов порошкообразным материалом (в том числе и термоинертным наполнителем), которой соответствует незначительный положительный тепловой эффект ( $-\Delta H_1$ ) на кривой ДТА. В интервале температур 30 – 175 °С на кривой ДТА фиксируется эндотермический эффект от испарения влаги (+ $\Delta H_2$ ), которому на кривой  $\Delta m$  соответствует потеря массы 0,22 мг (точка 2'); в интервале температур 40 – 900 °С происходит выделение остаточных летучих веществ – 0,19 мг (точка 3' на кривой  $\Delta m$ ), чему, однако, несмотря на малое содержание летучих веществ соответствует довольно значительный эндотермический эффект их возгонки (+ $\Delta H_3$ ); при более высоких температурах (> 300 °С) происходит окисление части летучих веществ (- $\Delta H_4$ ).

Окисление углерода до CO<sub>2</sub> в режиме пламенного горения начинается при температуре около 480 °C (точка 4' на кривой  $\Delta m$ ), однако этому предшествует режим беспламенного окисления углерода (-0,5 мг) – интервал между точками 3' и 4' на кривой  $\Delta m$  (режим «тихого горения»), которое происходит в интервале температур 70 – 520 °C. Окисление углерода до CO (процесс 7 в таблице 5.3) начинается в небольших количествах также при низких температурах; по мере увеличения температуры концентрация монооксида углерода в газовой фазе возрастает и доля теплового эффекта от его образования становится превалирующей, при этом следует иметь в виду, что энтальпия его образования (- $\Delta H_{CO(HalmonbO_2)}$ ) почти в 2 раза ниже энтальпии образования диоксида углерода.

Процесс изменения соотношений степени и скорости образования CO и CO<sub>2</sub> отражен на кривой  $\Delta m$  изменением ее кривизны в интервале температур 700 – 1200 °C, замедление скорости изменения массы происходит за счет уменьшения доли поступающего в реактор кислорода на образование CO<sub>2</sub>; при более высоких температурах образуется в основном монооксид углерода, на что расходуется меньше кислорода, но при этом возрастает скорость реакций горения, что на кривой  $\Delta m$  отражено увеличением скорости изменения массы при температурах 1200 – 1350 °C.

В интервале температур 510 – 1010 °С происходит также диссоциация содержащегося в золе кокса оксида железа до металлического железа (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>  $\rightarrow$  2Fe + 3/2 O<sub>2</sub>) или в присутствии твердого углерода – восстановление Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> по реакциям:

$$3Fe_2O_3 + 1/2C = 2Fe_3O_4 + 1/2CO_2,$$
  
 $3Fe_2O_3 + C = 2Fe_3O_4 + CO,$   
 $Fe_3O_4 + 1/2C = 3FeO + 1/2 CO_2,$   
 $Fe_3O_4 + C = 3FeO + CO,$   
 $FeO + C = Fe + CO;$ 

возможно также восстановление оксидов железа за счет взаимодействия с монооксидом углерода.

Несмотря на то, что количество оксида железа в навеске невелико (0,101 мг), эндотермический эффект от реакции диссоциации  $Fe_2O_3$  довольно значительный (процесс 8 в таблице 5.3), что также отражено на кривой ДТА.

В условиях эксперимента полное сгорание углерода заканчивается при 1490 °С (точка *K* на кривой  $\Delta m$ ), однако уже при температурах > 1350 °С, когда в тигле практически не остается углерода и атмосфера за счет поступающего из воздуха кислорода становится окислительной, начинается окисление ранее восстановленного из золы железа до FeO (процесс 9) при температурах 1300 – 1320 °C, до Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> (процесс 10) при 1310 – 1380 °C, до Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (процесс 11) при 1390 – 1490 °C.

При этом на конечной стадии нагрева на кривой  $\Delta m$  наблюдается излом – резкое замедление потери массы за счет прибыли кислорода из воздуха, а на кривой ДТА отображаются острые пики соответствующих экзотермических реакций окисления. Эти реакции при разреженном распределении частиц золы в большом количестве термоинертного растворителя, а также частиц железа металлического в остатках золы, протекают с большой скоростью в узком интервале температур.

Исследование влияния крупности углеродистого материала на кинетику физико-химических процессов, протекающих при его нагревании, показало, что при увеличении крупности кокса и антрацита с класса -50 до -500 мкм замедляется процесс газификации твердого углерода, особенно при пониженных температурах на стадии преимущественного образования CO<sub>2</sub>. Менее четко и при более высоких температурах проявляются экзотермические эффекты окисления железа, очевидно, за счет диффузионных затруднений поступления кислорода внутрь более крупных частиц гетерогенных зольных остатков (рисунок 5.8, *a*, *б*).

В процессе охлаждения расплава золы можно выделить отдельные стадии процесса кристаллизации на кривой охлаждения  $T_0 = f(\tau)$ .

Пренебрегая невысоким содержанием в золе кокса оксидов кальция и магния (CaO + MgO  $\approx$  5 %), можно свести рассматриваемую многокомпонентную систему шлака к трехкомпонентной Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – FeO<sub>n</sub> – SiO<sub>2</sub> (18 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 17 % FeO<sub>n</sub>, 65 % SiO<sub>2</sub>). В этом случае в соответствии с диаграммой состояния системы Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – FeO<sub>n</sub> – SiO<sub>2</sub> [276] (фрагмент диаграммы состояния приведен на рисунке 5.9, *a*) состав шлака, из которого начинается первичная кристаллизация расплава, расположен на пограничной кривой, разделяющей поля кристаллизации муллита (3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·2SiO<sub>2</sub>) и кристобалита (SiO<sub>2</sub>) (точка *H*), и соответствует температуре примерно 1480 °C. При этом из расплава начинают выкристаллизовываться одновременно две тугоплавкие твердые фазы – муллит и кристобалит, при понижении температуры менее 1470°C – тридимит и муллит (до 1205 °C). При 1205 °C остаточный расплав состава (точка *G*, см. фрагмент диаграммы *b* на рисунке 5.9, *a*) – 46 % SiO<sub>2</sub>, 19 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 35 % FeO<sub>n</sub> – взаимодействует с образовавшимися кристаллами муллита по перитектической реакции ж + муллит = ж<sub>ост</sub> + кордиерит (2FeO·2Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·5SiO<sub>2</sub>).



Рисунок 5.8 – Влияние крупности углеродистого материала на кинетику изменения массы и энтальпии кокса (*a*) и антрацита (*б*)

Поскольку в точке *G* протекания перитектической реакции сходятся поля кристаллизации трех фаз (тридимита, муллита, кордиерита), а точка исходного состава *H* лежит за пределами элементарного фазного треугольника этих фаз, то в процессе перитектической реакции муллит полностью исчезает, а кристаллизация небольшого количества остаточного расплава будет продолжаться с выделением двух кристаллических фаз – тридимита и кордиерита, при этом состав расплава изменяется вдоль пограничной кривой *GE*. В точке тройной эвтектики *E* кристаллизация должна закончиться при температуре 1083 °C с образованием трех кристаллических фаз – тридимита, кордиерита и фаялита (2FeO·SiO<sub>2</sub>). Состав конечного эвтектического расплава следующий: 40 % SiO<sub>2</sub>, 47 % FeO, 13 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.



Рисунок 5.9 – Путь кристаллизации расплава золы кокса состава точки *H*, % (по массе): 65 SiO<sub>2</sub>; 18 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 17 FeO<sub>n</sub> в системе Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – FeO<sub>n</sub> – SiO<sub>2</sub> (*a*) и путь кристаллизации расплава золы антрацита состава точки *P*, % (по массе): 75SiO<sub>2</sub>; 17,5 Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 6,7(K<sub>2</sub>O + Na<sub>2</sub>O + CaO + MgO) в системе Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – K<sub>2</sub>O – SiO<sub>2</sub> (*б*)

Следует отметить хорошее совпадение экспериментальных данных с параметрами фазовых равновесий диаграммы состояния системы Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – FeO<sub>n</sub> – SiO<sub>2</sub>: температура начала кристаллизации 1460 и 1480 °C, конец двухфазной кристаллизации (точка G) 1200 и 1205 °C, кристаллизация в тройной эвтектике (точка E) – 1100 и 1083 °C.

Фактически кристаллизация в точке *E* не заканчивается, так как присутствие в конечном маточном расплаве оксидов кальция и магния снижает температуру плавления расплава. Так как количество расплава за счет кристаллизации тридимита и кордиерита уменьшается примерно в 15 раз (ж : тв =  $HN_{\kappa}$  : *NE*) и составит примерно 0,077 мг, количество твердой закристаллизовавшейся смеси 1,073 мг, в которой соотношение тридимит/кордиерит составляет  $N_{\kappa}F$  :  $N_{\kappa}SiO_2 = 32$  : 42, т.е. к моменту эвтектической кристаллизации из исходного расплава выводится 0,464 мг SiO<sub>2</sub> в виде кристаллов тридимита и 0,608 ·  $\frac{60 \cdot 2}{648}$  =0,113 мг в составе кордиерита (с кордиеритом выводится также 0,190 мг Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и 0,135 мг FeO).

В оставшемся расплаве должно содержаться 0,083 мг SiO<sub>2</sub>, 0,002 мг Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 0,055 мг FeO<sub>n</sub>, 0,052 мг CaO, 0,011 мг MgO (или 40,9 % SiO<sub>2</sub>; 1,0 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 27,1 % FeO; 25,6 % CaO; 5,4 % MgO).

В образовавшемся конечном расплаве системы CaO – FeO<sub>n</sub> – SiO<sub>2</sub> легкоплавкие эвтектики кристаллизуются при температуре около 1100 °C.

Кроме того, снижение температуры конечной кристаллизации возможно также за счет переокисления шлакового расплава и повышения в нем концентрации  $Fe_2O_3$ . Так, в системе  $FeO - Fe_2O_3 - Al_2O_3 - SiO_2$  наиболее легкоплавкая эвтектика (~ 1050 °C) образована фаялитом, кордиеритом, магнетитом и кремнеземом [277].

Взаимное влияние этих факторов приводит к понижению температуры конечной кристаллизации многокомпонентных расплавов примерно на 100 °C, т.е. до 900 – 950°C, что соответствует экспериментальным результатам термического анализа.

Термогравиметрический анализ антрацита показал, что при его нагревании проявляются практически все физико-химические процессы, имеющие место при нагревании кокса. Сравнительные дериватограммы кокса и антрацита представлены на рисунке 5.7. Основное отличие заключается в отсутствии на начальной стадии нагрева беспламенного окисления твердого углерода вследствие более низкой по сравнению с коксом реакционной способности антрацита при низких температурах, обусловленной, в основном, более низкой пористостью, более высокой плотностью. Окисление твердого углерода в режиме горения начинается раньше; в связи с большим количеством летучих веществ тепловой эффект от их окисления более высокий; в связи с меньшим количеством золы и малым содержанием в ней Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, а следовательно, и малым количеством восстановленного металлического железа, эффекты от окисления железа при высоких температурах выражены в меньшей степени.

Кривые охлаждения расплава золы кокса и антрацита практически одинаковы, хотя следует иметь в виду, что составы шлаковых расплавов отличаются весьма существенно (таблица 5.2). Содержание  $SiO_2$  в золе антрацита значительно выше (73,1 %), а содержание  $Fe_2O_3$  на порядок ниже (1,5 %), зато присутствуют в большом количестве  $K_2O$  (3,1 %) и  $Na_2O$  (0,7 %), способствующие образованию легкоплавких эвтектик. По данным [277] наиболее легкоплавкий расплав в системе  $Na_2O$ –  $K_2O$  – CaO – MgO –  $Al_2O_3$  –  $SiO_2$  появляется примерно при 510 °C, а в присутствии оксидов железа температура наиболее легкоплавкой эвтектики равна 480 °C.

Если в упрощенном варианте рассматривать расплав золы антрацита как трехкомпонентную систему SiO<sub>2</sub>(SiO<sub>2</sub> + P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> + TiO<sub>2</sub>) – Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – K<sub>2</sub>O(K<sub>2</sub>O + Na<sub>2</sub>O + CaO + MgO), то его исходный состав должен содержать: 75,0 % SiO<sub>2</sub>; 17,5 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 6,7 % K<sub>2</sub>O и обозначиться на диаграмме системы SiO<sub>2</sub> – Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – K<sub>2</sub>O точкой *P*, лежащей в поле кристаллизации муллита на изотерме ~ 1600 °C (рисунок 5.9,  $\delta$ ). Первичный путь кристаллизации с выделением из расплава кристаллов муллита пройдет от точки *P* до точки *P*' (примерно 83,0 % SiO<sub>2</sub>; 9,9 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 7,5 % K<sub>2</sub>O) с понижением температуры примерно до 1250 °C, затем кристаллизация продолжается вдоль пограничной кривой от точки *P*' до точки *E* с одновременным выделением кристаллов тридимита и муллита, и в точке тройной эвтектики *E* (*t* = 985 °C; 80 % SiO<sub>2</sub>; 11 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; 9 % K<sub>2</sub>O) кристаллизация должна закончиться с выделением трех твердых фаз – муллита, тридимита и поташа (K<sub>2</sub>O·Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>·6SiO<sub>2</sub>), однако влияние примесей может обуславливать существование жидкого расплава и при более низких температурах.

Количество конечного жидкого расплава состава точки *E* можно определить из соотношения ж :  $\text{тв}_N = PN$  : PE = 0,65; оно составит примерно 0,82 мг (около 7,5 % рабочей массы углеродистого материала).

#### 5.3 Исследование состава газовой фазы в топливной насадке

Для определения состава отходящих из низкошахтной печи газов был проведен их анализ. Результаты газового анализа приведены на рисунках Е.1 – Е.5 (Приложение Е) с учетом содержания в топливных колошах кокса и антрацита. Топливные колоши состояли из 100 % кокса и 100 % антрацита; 75 % кокса + 25 % антрацита; 50 % кокса + 50 % антрацита; 25 % кокса + 75 % антрацита. Данные представлены с учетом холодного, подогретого, подогретого и увлажненного дутья.

Из приведенных на рисунках E.1, a и E.2, a данных хорошо видно, что содержание кислорода падает от фурмы к центру и по направлению вверх как при использовании в качестве топлива кокса, так и антрацита. К центру печи по диаметру (вертикали 3 и 4) содержание кислорода практически приближается к нулю или имеет минимальное значение.

Однако видно, что при использовании в качества топлива кокса содержание кислорода в характерных точках, начиная с вертикали 2, значительно меньше (см. характерные точки 2, 3, 4 для кокса и антрацита по вертикалям 1, 2, 3), то есть содержание  $O_2$  при использовании кокса падает быстрее, и в центре печи на горизонте третьего измерительного отверстия содержание кислорода практически равно нулю, в то время как при использовании антрацита в центре печи в точке 3 содержание кислорода равно 2 %. Это связано с тем, что кокс более пористый и имеет большую поверхность реагирования, поэтому реакция горения кокса идет интенсивнее и уже к центру печи кислород расходуется почти полностью.

Содержание СО от фурмы к центру и по направлению вверх стабильно возрастает. Это связано с тем, что, помимо реакций горения, идет реакция газификации  $CO_2 + C = 2CO - Q_3$  [204].

Содержание CO и CO<sub>2</sub> в характерных точках 2, 3, 4 по вертикалям 2, 3 для кокса и антрацита свидетельствует о несколько больших значениях CO<sub>2</sub> на нижних горизонтах для антрацита. Это связано с более низкой высотой кислородной зоны и вызвано измельчением кусков антрацита.

Высоту кислородной зоны можно также оценить по содержанию газов в измерительных точках. На границе кислородной и восстановительной зон должен наблюдаться максимум содержания CO<sub>2</sub> и минимум CO. Это свидетельствует о преобладании реакции полного горения углерода. В дальнейшем развивается реакция восстановления CO<sub>2</sub>, и содержание CO значительно увеличивается. Глубже от фурмы по диаметру печи эта зависимость сглаживается, так как реакции горения и восстановления углерода начинают поочередно сменять друг друга.

На рисунке Е.1, *а* представлены данные плавки с использованием в качестве топлива кокса, из которых видно, что соотношение максимум  $CO_2$  и минимум  $O_2$  наблюдается в точке *3* вертикали *3* (13,4 %  $CO_2$ , 0,2 %  $O_2$ ). На рисунке Е.2, *а* представлены данные плавки с антрацитом, из которых видно, что соотношение максимум  $CO_2$  и минимум  $O_2$  наблюдается в точке *2* вертикали *3* (13,5 %  $CO_2$ , 1,9 %  $O_2$ ). Анализ данных показывает, что с использованием кокса при холодном дутье кислородная зона длиннее, чем с использованием антрацита, так как последний измельчается. Значения протяженности кислородных зон хорошо подтверждаются результатами замеров температуры поверхности топлива (рисунок 5.11).

В точках замера у измерительных отверстий (по вертикали 5) во всех случаях наблюдалось некоторое увеличение содержания кислорода, что связано с подсосом воздуха через измерительные отверстия, такая тенденция наблюдалась для подогретого, подогретого и увлажненного дутья.

Результаты газового анализа плавок с использованием кокса и антрацита и подогревом дутья приведены на рисунках Е.1, б и Е.2, б. Во всех точках замера четко прослеживается некоторое увеличение на 1 – 2 % содержания СО, а также падение содержания СО<sub>2</sub>. Это связано с тем, что подогрев дутья способствует протеканию реакции  $C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO$  вместо  $C + O_2 \rightarrow CO_2$ .

Чем выше был подогрев дутья, тем выше была температура металла на выходе. При температуре дутья  $T_{\rm q} = 100$  °C температура металла  $T_{\rm M}$  на выходе держалась в приделах 1260 °C, при максимальном подогреве дутья до  $T_{\rm q} = 200$  °C температура металла достигала  $T_{\rm M} = 1310$  °C. При подогреве дутья при использовании кокса и антрацита соотношение максимум содержания  $CO_2$  и минимум  $O_2$  также прослеживается в районе второго – третьего измерительных отверстий, однако они не так ярко выражены. Можно сделать вывод о том, что параметры горения по высоте кислородной зоны несколько выравниваются, а граница между кислородной и восстановительной зонами несколько сглаживается. Значения  $z_{\kappa_3}$  при плавках на антраците близки к значению  $z_{\kappa_3}$  при плавках на коксе.

Результаты газового анализа с подогретым и увлажненным дутьем при использовании кокса и антрацита приведены на рисунках Е.1, *в* и Е.2, *в*.

Положительный эффект от увлажнения подогретого дутья на плавках с антрацитом объясняется тем, что эти мероприятия направлены на снижение растрескивания антрацита при уменьшении его поверхности в кислородной зоне за счет смещения реакции в сторону неполного горения углерода, а также преобладания реакции (5.15). Высота кислородной зоны растет. Отрицательный тепловой эффект компенсируется подогревом дутья и более высокой теплотворной способностью антрацита.

Кокс достаточно прочный и не требует дополнительных мероприятий по снижению его растрескивания, при этом он имеет меньшую теплотворную способность, чем антрацит, поэтому увлажнение дутья для кокса неэффективно. В кислородной зоне влага дутья в соответствии с реакциями (5.10) – (5.12) приводит к захолаживанию этой зоны, и температура выплавляемого чугуна падает.

При проведении экспериментов увлажнение осуществлялось до 5 % содержания пара в дутье. При этом максимальный подогрев дутья был не более 200 °C. Увлажнение дутья свыше 5 % вело к захолаживанию горновой зоны, температура чугуна резко падала до  $T_{\rm M} = 1170$  °C. Это было вызвано недостаточным подогревом дутья, чтобы компенсировать потери тепла на разложение влаги.

Во всех точках наблюдался рост содержания O<sub>2</sub>, CO. Это вызвано тем, что влага дутья при высоких температурах поверхности кокса в кислородной зоне вначале разлагается, а затем уже взаимодействует с углеродом кокса по реакциям [204]:

$$H_2O \rightarrow H_2 + 0.5O_2 - 242040 \ \kappa \mbox{Д} \mbox{ж/кмоль};$$
 (5.10)

$$0,5O_2 + C = CO + 122217$$
кДж/кмоль; (5.11)

$$H_2O + C = H_2 + CO - 119823$$
кДж/кмоль. (5.12)

Изменение состава газа в различных точках неравномерное. Так, содержание  $O_2$  больше всего возрастало в точках *1*, *2*, *3* по вертикалям *1*, *2*, другими словами – у фурмы. Это объясняется тем, что влага, попадая в область высоких температур, сразу же разлагалась по реакции (5.10), а образовавшийся кислород еще не успевал прореагировать с углеродом кокса, отсюда и незначительный рост содержания СО в этих точках.

206

Дальше по направлению движения воздуха (точки 3, 4 по вертикалям 2, 3, 4) содержание О<sub>2</sub> почти приравнивалось к содержанию при плавке на подогретом дутье.

Содержание CO<sub>2</sub> показало, что длина кислородной зоны при плавке на антраците с применением подогретого и увлажненного дутья приближается к длине кислородной зоны при плавке на коксе.

На рисунках Е.3, Е.4, Е.5 представлены данные газового анализа по содержанию СО, СО<sub>2</sub>, О<sub>2</sub> при различных количествах в топливных колошах кокса и антрацита и разных дутьевых режимах. В целом наблюдается сохранение основных тенденций, присущих для плавок на чистом коксе или чистом антраците, по пиковым значениям содержания газов и характеризующих различные технологические зоны (кислородную и восстановительную).

На рисунке 5.10 представлены результаты сопоставления газового анализа (показаны областями) и данных математического моделирования (сплошные линии). Концентрационные области построены по минимальным и максимальным концентрациям газов на различном расстоянии от фурмы (вертикалях 2 – 4, данные анализа газов в вертикалях 1 и 5 при построении графиков не использовались, поскольку они могут иметь существенное отличие от результатов моделирования, связанное с влиянием футеровки печи на газодинамические и тепломассообмен-

ные процессы) на соответствующих высотах топливной насадки на основе массива данных экспериментальных замеров. Как видно из графиков содержание газов значительно меняется не только по высоте топливной насадки, но и по диаметру печи, т.е. расстоянию от среза фурмы.



Рисунок 5.10 – Распределение газов по высоте топливной насадки при использовании в качестве топлива кокса (*a*, *б*) и антрацита (*в*, *г*) без подогрева дутья (*a*, *в*) и с подогревом дутья до 200 °С (*б*, *г*)

В целом данные математического моделирования отражают общую динамику изменения концентрации газов, для СО близки к средним по диаметру печи содержаниям газов. Данные математического моделирования распределения O<sub>2</sub> соответствуют содержанию газов в вертикалях 3 и 4, CO<sub>2</sub> – вертикале 3, соответствующей вертикальной оси рабочего пространства печи, CO – вертикалям 2 и 3. Такой характер газораспределения объясняется высокой неравномерностью скорости фильтрации газов, газодинамических и тепломассообменных процессов по диаметру рабочего пространства печи. При сопоставлении результатов математического моделирования и экспериментальных замеров, необходимо учитывать дискретность последних, в частности забор газа осуществлялся с шагом по высоте – 0,104 м, по этой причине, например максимумы содержания СО не выражены так явно, как при моделировании.

При работе печи на антраците характерны меньшие значения высоты кислородной зоны, чем при отоплении ее коксом. Подогрев дутья так же приводит к снижению высоты кислородной зоны. В частности для отопления печи коксом при использовании холодного и подогретого до 200 °C дутья высота кислородной зоны составляет 0,15 и 0,11 м соответственно, а при переходе на антрацит высота кислородной зоны сокращается до 0,13 и 0,09 м соответственно. Результаты экспериментальных замеров показывают, что по сравнению с данными математического моделирования максимум концентрации  $CO_2$  менее выражен его протяженного может достигать 0,1 – 0,2 м. При работе печи на антраците области максимального содержания  $O_2$  имеют большую протяженность по высоте, по сравнению с работой печи на коксе. В частности при отоплении печи коксом максимальная концентрация кислорода на уровне 0,2 м топливной насадки составляет порядка 10 %, а при использовании антрацита 15 %. При этом для отопления печи коксом характерны более высокие максимальные содержания CO в топливной насадке на высотах 0,1 – 0,3 м, по сравнению с отоплением печи антрацитом [292].

# 5.4 Исследование температуры поверхности кусков топлива в топливной насадке

В процессе плавки на ИПК измеряли температуру поверхности куска топлива. Измерения проводились в тех же точках, в которых производился забор газов. Полученные расчетные результаты по параметру  $T_{\rm C}$  попадают в интервал практических температур поверхности кусков топлива и представлены на рисунке 5.11. По полученным данным можно косвенно оценить размеры кислородной зоны ( $z_{\kappa,3}$ ), так как начало эндотермической реакции восстановления CO<sub>2</sub> будет сопровождаться падением температуры в этой зоне. Из рисунка 5.11 видно, что температура поверхности антрацита начинает падать несколько раньше и с более высокой скоростью, чем температура кокса (горизонт 3-го измерительного отверстия), это свидетельствует о границе между кислородной и восстановительной зонами ( $z_{\kappa,3} < 200$  мм). Температура поверхности куска топлива, достигаемая максимума в кислородной зоне на холодном дутье: для кокса  $T_{\kappa} = 2110$  °C, для антрацита  $T_{a} = 2080$  °C. Эти значения подтверждаются теоретическими расчетами, проведенными для холодного воздушного дутья. При подогреве дутья до 200 °C и увлажнении его до содержания 5 % пара температура поверхности куска антрацита в кислородной зоне снизилась на 150 ÷ 200 °C и составила  $T_{a} = 1915$  °C, что значительно уменьшило вероятность его растрескивания.



Рисунок 5.11 – Температура поверхности кусков топлива:

- кокс, холодное дутье;
 – антрацит, холодное дутье;
 – антрацит, подогретое и увлажненное дутье

Необходимо отметить, что температура колошниковых газов в точке замера ниже, чем у завалочного окна: при использовании кокса она составляла порядка 760 °C, антрацита – примерно 810 °C. Температура металла на плавках с антрацитом при подогреве дутья до 200 °C и увлажнении его до 5 % растет и составляет примерно  $T_{\rm M} \approx 1350$  °C. На плавках с коксом температура металла растет только при подогреве дутья:  $T_{\rm M} = 1355$  °C, при подогреве и увлажнении дутья она падает:  $T_{\rm M} = 1310$  °C.

В процессе проведения опытных плавок определяли высоту  $H_{\text{тн}}$  топливной насадки экспериментальным путем. При плавке на коксе появление первых капель наблюдалось на горизонте шестого измерительного отверстия (рисунок 5.11) от уровня фурмы, которое находилось на высоте 524 мм.

При плавке с антрацитом на холодном дутье появление первых капель наблюдалось на горизонте пятого измерительного отверстия, которое находилось на высоте 416 мм. Это связано с тем, что в процессе плавки антрацит растрескивался и давал просадку. При плавке на антраците с подогревом и увлажнением дутья на уровне шестого измерительного отверстия капли чугуна не наблюдались, однако на уровне пятого измерительного отверстия они четко прослеживались, что свидетельствовало о появление капель на горизонте между пятым и шестым измерительными отверстиями, приблизительно на уровне 500 мм. Это подтверждает предположение о том, что подогрев и увлажнение дутья способствуют меньшему растрескиванию антрацита.

#### Выводы по главе

1. В результате лабораторных экспериментов была определена степень измельчения топлив (кокса и антрацита). Установлено, что на степень измельчения кусков кокса подогрев и увлажнение дутья практически не влияют, небольшие изменения размеров куска кокса связаны в большей степени с его выгоранием и в меньшей – с его растрескиванием. Степень измельчения кокса при проведении плавки на холодном дутье составляет  $C_{\rm T} = 12$  %; после плавки на подогретом дутье  $C_{\rm T} = 6$  %; на подогретом увлажненном дутье  $C_{\rm T} = 9$  %. Степень измельчения антрацита при проведении плавки на холодном дутье составляет  $C_{\rm T} = 38$  %; после плавки на подогретом дутье  $C_{\rm T} = 29$  %; на подогретом и увлажненном дутье  $C_{\rm T} = 20$  %. На установке для исследования прочности твердого топлива была определена степень измельчения кокса  $C_{\rm T} = 10$  % и антрацита  $C_{\rm T} = 36$  %, что совпадает с данными, полученными на исследовательском комплексе.

2. Для определения рациональных соотношений содержаний различных видов топлива в топливных колошах и обеспечения устойчивой работы низкошахтных печей разработана методика аттестации топлив, основанная на определении относительной прочности  $\varepsilon_h$  топлива при горении под нагрузкой и относительной прочности  $\varepsilon_{\rm T}$ , зависящей от разрушения и газификации. Для реального прочного топлива  $\varepsilon_{\rm T} = (0,85 \div 0,95)\varepsilon_h$ , для топлива средней прочности  $\varepsilon_{\rm T} = (0,7 \div 0,85)\varepsilon_h$ , а для малопрочных топлив  $\varepsilon_{\rm T} = (0,5 \div 0,7)\varepsilon_h$ . Лабораторные исследования позволили сформировать критериальный ряд соотношений содержаний кокса и антрацита с изменением концентраций через 10 %; при соотношении 60 % антрацита и 40 % кокса  $\varepsilon_{\rm T} = 0,85$ , что является минимальным требованием к относительной прочности.

3. В результате проведения термогравиметрического анализа изменения параметров литейного кокса и антрацита установлено, что при нагревании кокса уже при низких температурах происходит его беспламенное окисление с выделением тепла («тихое горение»), что в условиях плохого отвода тепла может привести к разогреву и воспламенению. При нагревании антрацита такого процесса практически не наблюдается. При использовании антрацита для выплавки железоуглеродистых сплавов уже при температурах менее 1000 °C может образоваться значительное количество легкоплавкого расплава золы (кислого вязкого шлака с содержанием около 80 % SiO<sub>2</sub>) в количестве примерно 7,5 % от рабочей массы антрацита, что может привести к расстройству технологического процесса (спеканию материалов, ухудшению газопроницаемости шихты, повышению газификации оксидов и пылеобразованию). При плавке оксидных материалов (на-

пример доменного шлака для производства минераловатных изделий) использование антрацита предпочтительнее кокса, так как легкоплавкий кислый шлак золы антрацита повышает кислотность оксидного расплава, что повышает механические свойства минеральной ваты и увеличивает показатели качества продукта. Увеличение плотности углеродистых материалов приводит к уменьшению скорости образования CO<sub>2</sub> и увеличению скорости образования CO, что может привести к изменению температурных зон и состава газовой фазы в шахтных печах.

4. Данные газового анализа по содержанию CO,  $CO_2$ ,  $O_2$  при различных количествах в топливных колошах кокса и антрацита и разных дутьевых режимах свидетельствуют о сохранении основных тенденций, присущих для плавок на чистом коксе или чистом антраците: по пиковым значениям содержания газов и характеризующих основные зоны (кислородную и восстановительную).

5. По полученным данным можно косвенно оценить длину кислородной зоны, так как начало эндотермической реакции восстановления CO<sub>2</sub> будет сопровождаться падением температуры в этой зоне. Температура поверхности куска топлива, достигаемая максимума в кислородной зоне на холодном дутье, составляет: для кокса  $T_{\rm k} = 2110$  °C, для антрацита  $T_{\rm a} = 2080$  °C. При подогреве дутья до 200 °C и увлажнении его до содержания 5 % пара температура поверхности куссти куска антрацита в кислородной зоне снижается на 150 ÷ 200 °C и составила  $T_{\rm a} = 1915$  °C, что значительно уменьшает вероятность его растрескивания.

## 6 Разработка, промышленная апробация и внедрение энергоэффективных ресурсосберегающих технологий плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах

#### 6.1 Дилатантное поведение шихты в период плавки в низкошахтных печах

Для осуществления теоретических расчетов и математического моделирования необходимо знать порозность слоя кокса, шихты, их слоевой и смешанной засыпки в условиях, приближенных к производственным [305].

Порозность шихты оказывает большое воздействие на аэродинамические и теплотехнические параметры плавки [279]. В статическом состоянии порозность шихты можно определить двумя методами: взвешивания шихты в мерном объеме или измерения объема жидкости, которая заполняет пустое пространство в слоевой укладке кусков шихты. Оба метода имеют примерно одинаковую погрешность 2 ÷ 5 %, которая будет тем меньше, чем больше емкость с шихтой.

В период плавки шихта, опускаясь, приходит в движение, ее куски выходят из зацепления, объем слоя материалов увеличивается, его порозность возрастает. Это дилатантное явление ведет к уменьшению аэродинамического сопротивления столба шихты, к увеличению скорости газов и, следовательно, к уменьшению времени теплообмена между шихтой и газом, что экспериментально показано в работах [204, 123]. Перепад давления  $\Delta p$ , порозность  $\varepsilon$  и скорость  $v_0$  газа в пустой шахте печи увязаны между собой формулой Эгона:

$$\Delta p = \Psi \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} \frac{H}{\overline{D}} \frac{T_r}{273} \frac{p_0}{p} \frac{\rho_r v_0^2}{2}, \qquad (6.1)$$

где  $\psi$  – коэффициент сопротивления,  $\psi$  = 3,61Re<sup>-0,1</sup> + 160Re<sup>-1</sup>; Re – число подобия Рейнольдса;  $\overline{D}$  – средний размер куска шихты; H – высота слоя;  $T_r$  – температура газа;  $p_0$  и p – давление газа в нормальных и реальных условиях;  $\rho_r$  – плотность газа.

Чило подобия Рейнольдса записывается как:

$$\operatorname{Re} = \frac{v_0 \overline{D}}{v\varepsilon}, \qquad (6.2)$$

где *v* – скорость газа в заполненной шахте низкошахтной печи.

Изменение порозности слоя материалов в период плавки до настоящего времени недостаточно исследовано. В диссертационной работе приведены результаты исследования порозности материалов для плавки в низкошахтной печи в стационарных условиях и в период плавки. При стационарных измерениях порозность слоя находили взвешиванием емкости объемом 0,2 м<sup>3</sup> и диам. 0,5 м, заполненной исследуемым материалом. В качестве исследуемых были взяты материалы литейного цеха ООО "Сталь КМК": кокс, известняк, чугун в виде стандартных чушек массой 16 кг с двумя пережимами и в виде боя чушек с массой кусков от 5 до 6 кг.

214

Гистограммы распределения по размерам кусков кокса и известняка представлены на рисунке 6.1 Для определения среднего размера куска засыпки материалов рекомендуется формула [204, 123]:

$$\overline{D} = (\sum V_i / D_i)^{-1}, \tag{6.3}$$

где  $V_i$  – объемная доля кусков размера  $D_i$ ,  $\Sigma V_i = 1$ .

В соответствии с гистограммами средние размеры кусков кокса и известняка составляли соответственно 0,058 и 0,086 м.

Порозность материалов определяли по формуле

$$\varepsilon = 1 - \frac{M_1 - M_6}{V_6 \rho},\tag{6.4}$$

где  $M_1$  – масса материала вместе с мерной емкостью;  $M_5$  – масса пустой емкости;  $V_5$  – объем емкости;  $\rho$  – плотность материала.



и Ши – мелочь и отсеянная фракция кокса; — известняк

Рисунок 6.1 – Гистограмма распределения по размерам кусков

Результаты опытов показали, что доля пустого пространства (порозность) максимальна при засыпке чушек чугуна и минимальна при засыпке смеси кокса и боя чушек. В производственных условиях применяют слоевую засыпку шахты печи; экспериментально доказано, что при такой засыпке материалов шихты на долю пустого пространства приходится больше, чем при смешанной засыпке.

Порозность материалов для плавки в низкошахтной печи при засыпке шихты разными способами приведена в таблице 6.1 В числителе приведены значения порозности засыпки при смешанной загрузке чугуна и кокса, в знаменателе – при послойной.

Таблица 6.1 – Порозность материалов плавки в низкошахтной печи

Материал	Кокс	Чушки чугуна	Бой чушек чугуна	Смесь чушек чугуна и кокса					
				при 14 %	при 18 %	при 22 %	при 26 %		
				кокса	кокса	кокса	кокса		
Порозность	0,43	0,69	0,50	0,42/0,52	0,38/0,47	0,34/0,47	0,34/0,45		

Эксперименты по определению порозности проводили на низкошахтной печи НШП 2 (приложение Ж). Массы рабочих топливных колош находились в пределах от 14 до 30 % через каждые 4 %. Для экспериментального определения порозности к чугунной чушке крепили трубу с измерительными рисками, нанесенными с шагом 200 мм. После выхода работы печи на стационарный режим в ее шахту с колошника опускали измерительную штангу с закрепленной на конце чушкой, которую присыпали слоем металлической части колоши для того, чтобы не было проскальзывания мерительного приспособления относительно кусков шихты при их опускании в шахте в период плавки.

О скорости  $v_{\rm m}$  схода шихты судили по времени  $\tau^*$  прохождения мерительных рисок относительно уровня завалочного окна. Одновременно определялась производительность *P* печи по количеству заполненных жидким металлом ковшей массой 60 кг в течение 30 мин.

Эксперимент позволил измерить высоту  $H_{\text{тн}}$  топливной насадки. Были взяты пробы на газовый анализ и сделаны замеры температуры отходящих газов хромель-алюмелевой термопарой, помещенной в стальную трубку с отверстиями и заглушкой. На рисунке 6.2 показана динамика нарастания температуры отходящих газов по времени  $\tau$  от начала появления первых капель чугуна в створе фурм.



Рисунок 6.2 – Нарастание температуры отходящих газов при выходе низкошахтной печи на стационарный режим при расходе кокса 14 % от массы металлической колоши

В таблице 6.2 приведены параметры плавок, полученные в экспериментах при различном расходе кокса.
Параматр		Значение па	раметра при ра	асходе кокса	
Параметр	14 %	18 %	22 %	26 %	30 %
CO,%	19,4	20,2	22,6	23,1	24,3
CO <sub>2</sub> ,%	11,6	10,0	9,7	9,6	8,3
$ au^*$ , мин	3,20	4,00	5,25	5,90	7,25
$v_{\rm III} \cdot 10^4$ , м/с	6,30	5,00	3,80	3,40	2,75
3	0,72	0,73	0,70	0,71	0,68
<i>Н</i> <sub>тн</sub> , м	0,94	1,07	1,21	1,35	1,39
$T_{\Gamma}, ^{\circ}\mathrm{C}$	650	730	810	890	960

Таблица 6.2 – Параметры плавок в низкошахтных печах, полученные экспериментально

Скорость схода шихты, ее порозность и производительность печи связаны между собой соотношением [204]:

$$\upsilon_{\rm III} = \frac{P_{\rm HII}}{\rho(1-\varepsilon)},\tag{6.5}$$

где  $\rho = 7 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$ .

Результаты исследований показывают, что шихта разрыхляется в процессе прохождения по шахте в период плавки. Полученные опытные значения порозности шихты превышают любое значение ее в засыпке (см. приведенные выше данные).

Высота *H*<sub>тн</sub> топливной насадки определялась по оставшейся длине *l* штанги после ее остановки до уровня завалочного окна при расплавлении «спутниковой» чушки:

$$H_{\rm TH} = H_0 - l , \qquad (6.6)$$

где  $H_0$  – полезная высота печи.

Экспериментально полученные значения высоты топливной насадки хорошо описываются зависимостью:

$$H_{\rm TH} = 1,16\sqrt{D} \left[ 1 + 0,07(K - 14)^{2/3} \right] M, \tag{6.7}$$

где K – расход кокса.

Из представленных данных следует, что шихта в процессе опускания по шахте во время плавки разрыхляется. Порозность шихты зависит от скорости ее опускания: с увеличением этой скорости происходит наибольшее разрыхление шихты. Скорость движения шихты тем меньше, чем больше расход кокса. С увеличением расхода кокса уменьшаются производительность печи, отношение CO<sub>2</sub>/CO в отходящих газах и высота топливной насадки.

110

# 6.2 Обогащение дутья кислородом в промышленных условиях плавки в низкошахтной твердотопливной печи

Как было отмечено выше, увеличение содержания кислорода в дутье приводит к увеличению скорости выгорания углерода топливной насадки, скорость схода шихты повышается, увеличится время прогрева шихты до температуры плавления, технологическая рабочая высота топливной насадки падает. За счет уменьшения высоты зоны перегрева температура чугуна должна уменьшаться [20, 282 – 285, 287].

По применению кислорода в шахтных печах была проведена серия экспериментов на низкошахтной печи НШП 2 (приложение Ж).

Расход кокса во время промышленных экспериментов поддерживали на уровне 13 ÷ 14 %, шихта состояла из чушкового чугуна, боя изложниц и стального лома. Температуру чугуна замеряли в ковше Pt–PtRh – термопарами одноразового использования, запись вели на самопишущем приборе. На рисунке 6.3 приведены данные по температуре выплавляемого чугуна. Кислород подавали в печь из магистрального трубопровода по четырем фурмам нижнего ряда через трубки из нержавеющей стали диам. 20 мм (рисунок 6.4).

Проведена серия экспериментов при расходе кокса K = 14 %, расход кислорода изменялся в пределах  $0,45 \div 1,9 \text{ м}^3$ /мин, что соответствует обогащению дутья кислородом в интервале 22,1 ÷ 26 %, расход воздуха в период плавки составлял 35 ÷ 37 м<sup>3</sup>/мин.



Рисунок 6.3 – Изменение температуры чугуна



1 – фурма; 2 – трубка подвода кислорода; 3 – манометр;
 4 – фурменная коробка; 5 – низкошахтная печь

Рисунок 6.4 – Схема подвода кислорода в фурменный пояс печи

В таблице 6.3 приведены данные по общему расходу кислорода через четыре фурмы ( $Q_{\kappa}$ ) и расчетный процент содержания кислорода в дутье ( $O_2^0$ ).

Таблица 6.3 – Расход кислорода в опытах и расчетный процент кислорода в дутье

Опыт	1	2	3	4
$Q_{\kappa}$ , м <sup>3</sup> /мин	0,450	0,890	1,320	1,845
$O_2^0, \%$	21,9 ÷ 22,1	23,05 ÷ 23,2	$24,1 \div 24,2$	25,2 ÷ 25,4

Анализ температуры чугуна (рисунок 6.3) показывает, что в начальный период подачи кислорода температура чугуна повысилась с 1340 ÷ 1350 °C до 1380 ÷ 1390 °C. Наибольшая температура 1390 °C была достигнута через 10 мин после начала продувки. На третьем и четвертом замерах через 15 и 20 мин после начала эксперимента температура чугуна уже составляла 1350 ÷ 1360 °C, затем с увеличением времени продувки температура чугуна резко упала до 1250 °C и в последующем стабилизировалась на уровне 1300 ÷ 1320 °C, через 45 мин эксперимент был прекращен. Несмотря на более низкую температуру чугуна производительности печи при росте содержания кислорода в дутье с 21 до 25 % составило примерно 20 %.

Учитывая нежелательное падение температуры чугуна при обогащении дутья кислородом, были проведены два дополнительных эксперимента при расходах кокса K = 17 % и K = 19 %. Добавка кислорода в дутье держалась на уровне эксперимента 4 ( $Q_{\kappa} = 1,845 \text{ м}^3$ /мин). При K = 17 % наибольшая температура 1390 ÷ 1395 °C достигалась через 10 ÷ 12 мин после начала продувки, затем с увеличением времени продувки температура чугуна стабилизировалась на уровне 1345 ÷ 1355 °C, т.е. вернулась практически на базовый уровень при K = 14 % и  $O_2^0 = 21 \%$  без обогащения дутья кислородом. При K = 19 % максимальная температура чугуна не превысила 1395 °C, через 20 ÷ 25 мин продувки она падала до 1350 ÷ 1360 °C и держалась на этом уровне до конца эксперимента. Обогащение дутья кислородом приводит к следующему:

 производительность печи возрастает на 25 % при обогащении дутья кислородом на уровне 2,87 %;

- расход кокса не изменяется;

- температура металла снижается незначительно.

Таким образом, обогащение дутья кислородом до 25 % приводит к повышению температуры чугуна на 30  $\div$  40 °C в течение 10  $\div$  15 мин от начала вдувания. При дальнейшем увеличении времени подачи кислорода температура чугуна уменьшается и устанавливается на 30  $\div$  40 °C ниже базового уровня. Производительность печи всегда остается выше базовой. Дутье, обогащенное кислородом до 25 %, дает прирост производительности печи на 18  $\div$  20 %, при расходе кокса 14 %.

Опытные данные представлены на рисунке 6.5.



Рисунок 6.5 – Зависимости содержания в продуктах сгорания CO (a), CO<sub>2</sub> (б) и высоты топливной насадки от содержания кислорода в дутье (линии – результаты математического моделирования, точки – результаты экспериментальных замеров)

На рисунке 6.5 показаны результаты исследования влияния содержания кислорода в дутье на состав уходящих газов и высоту топливной насадки. Сплошной линией показаны результаты расчетов с применением усовершенствованной детерминированной математической модели, точками показаны результаты экспериментальных данных. При математическом моделировании исходные данные задавали аналогичными промышленным условиям.

Анализ графиков, представленных на рисунке 6.5, а показывает, что повышение содержания кислорода в дутье с 21 до 25 % не оказывает существенного влияния на содержание CO<sub>2</sub> в уходящих газах. Расхождение данных моделирования и экспериментальных замеров в абсолютных значениях не превышает  $\pm 0,14$ %. Увеличение содержания кислорода в дутье с 21 до 25 % приводит к росту содержания CO в уходящих газах с примерно 20 до 28 %. Данные моделирования и экспериментальных замеров близки как в количественном, так и в качественном отношении, в абсолютных значениях расхождение не превышает  $\pm 2,0$  %. Результаты математического моделирования и анализ экспериментальных данных свидетельствуют о снижении высоты топливной насадки с ростом содержания кислорода. В исследуемом интервале обогащения дутья кислородом высота топливной насадки снижается почти в 2,5 раза. Относительная погрешность моделирования не превышает  $\pm 7$  %.

Влияние содержания кислорода в дутье на температуру расплава чугуна показано на рисунке 3.5.

Опытные данные однозначно показывают падение высоты топливной насадки и температуры металла на выпуске с увеличением содержания кислорода в дутье до 25 %.

# 6.3 Определение расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в единицу времени

Исходя из производственной практики на низкошахтных печах с внутренним диаметром до 1300 мм, как правило, на трубопроводе не устанавливают измерительную диафрагму со вторичными приборами для определения расхода воздуха. Этот параметр определяют приблизительно по нагрузочному току электродвигателя воздуходувного устройства. Но нагрузочный ток, а, следовательно, и расход воздуха определяется количеством оборотов ротора и зазором между ротором и корпусом воздуходувной машины, а последний изменяется со временем в зависимости от срока службы установки.

Мониторинг за составом уходящих газов из печи осуществляет экологическая служба предприятия. Количество сгоревшего топлива за любой промежуток времени определяется по его расходу по отношению к металлозавалке, кг/кг металлозавалки.

Таким образом, с учетом количества сгоревшего углерода, определяемого по соотношениям [20, 221, 288 – 290] средний состав газа (CO, %; CO<sub>2</sub>, %) на выходе из печи, расход топлива в единицу времени ( $v_{T}$ ), его зольность ( $A_1$ , %), тогда:

$$v_{\rm c} = v_{\rm r} \left( \frac{100 - A_{\rm l}}{100} \right).$$
 (6.8)

Из выражений (6.8) следует

$$q_0 = v_{\rm r} \left( 1 - \frac{A_1}{100} \right) \frac{1}{0,00536 \cdot O_2^0 A}; \tag{6.9}$$

$$A = \frac{\text{CO}_2 + \text{CO}}{\text{CO}_2 + 0,5\text{CO}},$$
 (6.10)

$$v_{\rm T} = \frac{M_{\rm T}}{\tau} \frac{1}{S}, \kappa \Gamma / ({\rm M}^2 \cdot {\rm c}), \qquad (6.11)$$

где  $M_{\tau}$  – масса сгоревшего топлива на единицу площади пода печи за время  $\tau$ ; *S* – площадь сечения печи в свету, м<sup>2</sup>.

Для проверки выражения (6.9) были проведены эксперименты на ИПК.

Преобразуем выражения (6.11) и (6.9) с учетом того, что внутренний диаметр барабана установки равен 0,2 м, площадь его сечения равна S = 0,0314 м<sup>2</sup>:

$$v_{\rm T} = \frac{1}{0.0314} \frac{M_{\rm T}}{\tau} = 31.85 \frac{M_{\rm T}}{\tau}, {\rm KF}/{\rm (M^2 \cdot c)};$$
(6.12)

$$q_0 = 284.3 \frac{M_{\rm T}}{\tau} \left( 1 - \frac{A_{\rm l}}{100} \right) \frac{1}{A}, \, {\rm M}^3 \left( {\rm M}^2 \cdot {\rm c} \right).$$
(6.13)

Числовой коэффициент в соотношении (6.13) получен при значении  $O_2^0 = 20.9 \%$ .

В таблице 6.4 приведены данные  $q_0$ , полученные по формуле (6.13), и расчетные значения  $q_0^*$ , полученные на измерительной диафрагме.

Следует отметить, что значения  $q_0^*$  всегда меньше  $q_0$ , полученных по выражению (6.13), на 4 ÷ 6 %. Это, по-видимому, связано с тем, что при определении

здесь

*М*<sub>т</sub> в соотношении (6.13) учитывалась та часть сажи, которая выносилась из установки с отходящими газами.

Проверка полученных по формуле (6.13) значений проводилась в производственных условиях на низкошахтной печи НШП 4 (приложение Ж).

Расход кокса при проведении экспериментальных плавок с учетом пересыпок составлял в среднем K = 14,5 %, содержание углерода в коксе  $C_{\kappa} = 87$  %. Производительность печи  $P_{\rm HII}$  определялась по количеству отобранных ковшей емкостью Q = 500 кг в течение фиксированного времени  $\tau$ .

Таблица 6.4 – Расчетные и лабораторные данные по определению удельного расхода воздуха  $q_0$ ,  $m^3/(m^2 \cdot c)$ 

Опыт	<i>М</i> <sub>т</sub> , кг	τ, мин	$A_{1}, \\ \%$	CO <sub>2</sub> , %	CO, %	A	$q_0 (\text{no } 3.1), \\ \text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{c})$	$q_0^*,  { m M}^3/({ m M}^2 \cdot { m c})$
1	4,1	60	10	11,8	15,1	1,35	0,210	0,204
2	5,0	60	) 10 12,2 14,5 1,37 0,259		0,259	0,250		
3	6,2	65	10	11,5	15,6	1,4	0,290	0,282
4	4,35	60	6,2	11,2	16,2	1,42	0,217	0,205
5	5,2	60	6,2	10,5	17,3	1,45	0,255	0,250
6	6,15	6,15 65 6,2		9,7	18,6	1,49	0,271	0,260

Примечание:  $q_0^*$  – данные получены с помощью измерительной диафрагмы. Опыты 1-3 проведены на литейном коксе. Опыты 4-6 проведены на антраците Красногорского разреза (г. Междуреченск).

Расчетная производительность Р<sub>нп</sub> определялась по выражению [20]

$$P_{\rm HII} = 53.6 \frac{q_0 O_2^0}{K C_{\kappa}} A, \, \kappa \Gamma / ({\rm M}^2 \cdot {\rm c}).$$
(6.14)

После преобразования для  $q_0$  имеем

$$q_0 = \frac{P_{\rm HI} K C_{\kappa}}{53,60_2^0 A}, \, {\rm M}^3 / ({\rm M}^2 \cdot {\rm c}), \qquad (6.15)$$

или, подставляя постоянные величины K = 14,5%,  $C_{\kappa} = 87\%$ ,  $O_2^0 = 20,9\%$  в выражение (6.15), упрощаем последнее выражение:

$$q_0 = 1,126 \frac{P_{\text{HII}}}{A}, \, \text{M}^3/(\text{M}^2 \cdot \text{c}).$$
 (6.16)

В производственных условиях применяют внесистемные единицы для производительности низкошахтной печи и расхода воздуха:  $[P_{HII}^*] = \frac{T}{4}$ , для  $[q_0] = \frac{M^3}{4}$ . После подстановки внесистемных единиц в выражение (6.16) получаем

$$q'_0 = 1,126 \frac{P_{_{\rm H\Pi}}^*}{A} \cdot 1000 = 1126 \frac{P_{_{\rm H\Pi}}^*}{A}, \,\mathrm{M}^3/\mathrm{H}.$$
 (6.17)

## Результаты опытных плавок и расчета представлены в таблице 6.5.

Таблица 6.5 – Экспериментальные и расчетные результаты производственных плавок

Количество отобранных ковшей, шт.	Время отбора, мин	Р <sub>нп</sub> , т/ч	Р <sub>нп</sub> , кг/(м <sup>2</sup> ⋅с)	CO <sub>2</sub> , %	CO, %	A	<i>q</i> <sub>0</sub> ', м <sup>3</sup> /ч по (6.13)	q₀, м <sup>3</sup> /(м <sup>2</sup> ·с) по (6.12)	$q_0^*$ , $M^3/(M^2 \cdot c)$
11	55	6,0	2,132	11,6	15,5	1,40	4825	1,707	1,80
12	57	6,3	2,229	11,2	16,1	1,42	4995	1,767	1,85
13	60	6,5	2,300	10,8	16,8	1,437	5093	1,802	1,90

Производственные испытания показали, что  $q^*$  (данные, полученные через диафрагму) всегда больше  $q_0$  (рассчитанные по формуле (6.20)) на 5,4 ÷ 5,6 %. Этот факт можно объяснить тем, что в системе воздуховодов низкошахтной печи всегда наблюдались утечки воздуха через регулирующие заслонки на трубопроводах к фурмам и газов при открывании металлической и шлаковой леток. На лабораторной установке таких утечек не было, поэтому там  $q^* < q_0$ .

Установлено, что производительность низкошахтной печи  $P_{\rm HI}$  (формула (6.14)) и количество сгоревшего углерода  $v_{\rm c}$  связаны между собой соотношением:

$$P_{\rm HII} = v_{\rm c} \cdot \frac{100}{K} \cdot \frac{100}{C_{\kappa}} = 0,00536q_0 \cdot O_2^0 \cdot \frac{100}{K} \cdot \frac{100}{C_{\kappa}} \cdot A = 53,6\frac{q_0O_2^0}{KC_{\kappa}} \cdot A.$$
(6.18)

Учитывая, что K = const и  $C_{\kappa} = \text{const}$  для данного вида топлива, из соотношения (6.18) следует:

$$P_{\rm HII} = B v_{\rm c} \,, \tag{6.19}$$

где *В* – коэффициент пропорциональности.

Поэтому определить удельный расход воздуха ( $q_0, M^3/(M^2 \cdot c)$ ) можно используя экспериментальные значения  $v_c$  или  $P_{H\Pi}$ .

# 6.4 Обоснование рационального уровня загрузки материалов в низкошахтную печь и определение расходов дутья при двухрядной подаче

Как было отмечено выше, основным недостатком способа плавки в низкошахтной печи с применением антрацита является его низкая термическая стойкость, вследствие чего при быстром нагреве в печи и большом давлении столба шихтовых материалов он растрескивается и распадается на мелкие куски, которые уменьшают свободное сечение печи и приводят к нарушению хода плавки [291]. Растрескивание происходит за счет высоких механических и термических напряжений по объему куска топлива в кислородной зоне, где поверхность куска разогревается до 2100 – 2150 °C [204].

Экспериментальные плавки проводили в низкошахтной печи НШП 3 (приложение Ж). Печь предназначена для приготовления оксидного расплава из отвального доменного и ваграночного шлака и горной породы – диабаза, используемого при производстве минеральной ваты. В качестве топлива применяли антрацит марки А и тощие угли марки ТПКО ОАО ОФ "Разрез Красногорский" (юг Кузбасса).

Плавка ведется на коксовой постели или топливной насадке высотой  $H_{_{\rm TH}} = 1000 \div 1200$  мм от уровня вдувания воздуха. Уровень загрузки материалов в печь от места подачи дутья для чугуноплавильных печей расположен на высоте [249]

$$H_{\rm HII} = (4,24 \div 4,6)\sqrt{D_{\rm HII}} \tag{6.20}$$

где  $D_{\rm HII}$  – внутренний диаметр печи.

Высокие уровень загрузки и температура куска топлива в кислородной зоне печи не позволяют вести технологически устойчиво плавку на антраците, теплотворная способность которого в 1,1 ÷ 1,2 раза выше, а зольность в 1,5 ÷ 1,7 раза ниже, чем у кокса. Поэтому для ведения плавки в низкошахтной печи с использованием антрацита уровень загрузки материалов должен составлять  $(2,5 ÷ 2,8)\sqrt{D_{\text{нп}}}$ , а дутье (первый уровень вдувания) в кислородную зону должно подаваться подогретым до 450 ÷ 550 °C в равных количествах на двух горизонтах с расстоянием  $L_{12}$ между ними, равным высоте кислородной зоны, т.е  $L_{12} = z_{\text{кз}}$ , составляющим 17,5 ÷ 20 % от диаметра печи.

При одинаковых диаметрах печей для выплавки чугуна и шлака изменяются только параметры  $H_{\rm H\Pi}$  и  $\overline{D}_{\rm шл}$  (средний размер кусков шлака), остальные остаются постоянными. Подогрев шихты до температуры плавления примерно 1200 °C осуществляется на высоте  $H_{\rm H\Pi} = 4$  м от уровня загрузки [249], при этом средний размер  $\overline{D}_{\rm M}$  кусков металлической шихты для работающих низкошахтных печей составляет примерно 0,2 м, а  $\overline{D}_{\rm шл} \approx 0,065$  м.

При  $\frac{(\alpha F)_{\text{шл}}}{(\alpha F)_{\text{мет}}} = 1$  получаем требуемое соотношение по (первой теореме подобия)

$$\frac{H_{_{\rm H\Pi,M}}}{\overline{D}_{_{\rm M}}^{0.75}} = \frac{H_{_{\rm H\Pi,M\Pi}}}{\overline{D}_{_{\rm M\Pi}}^{0.75}},\tag{6.21}$$

где индексы «м» и «шл» соответствуют металлической и шлаковой шихте.

Параметр  $H_{\text{нп.м}}$  определяется так:

$$H_{\rm HII,M} = H_{\rm HII,II} - H_{\rm TH} = (4,23 - 4,50)\sqrt{D_{\rm HII}} - 1,16\sqrt{D} = (3,07 - 3,34)\sqrt{D}, \qquad (6.22)$$

где  $H_{\rm HII,II}$  – полная высота уровня загрузки печи;  $H_{\rm TH}$  = 1,16 $\sqrt{D}$ .

После подстановки полученного соотношения (6.31),  $\overline{D}_{M} = 0,2$  м,  $\overline{D}_{M} = 0,065$  м в выражение (6.21) находим соотношения для минимальной и максимальной высоты уровня загрузки шлаковой шихты:

$$(H_{\rm HII,IIIJ})_{\rm min} = 1.32\sqrt{D_{\rm HII}},$$
 (6.23)

$$(H_{\rm HII.IIIJ})_{\rm max} = 1,44\sqrt{D_{\rm HII}},$$
 (6.24)

что соответствует полной высоте загрузки с учетом высоты топливной насадки, т. е. полезной высоты печи в пределах:

$$\left[H_{\rm HIT\,min} - H_{\rm HIT\,max}\right] = (2,5 \div 2,6) \sqrt{D_{\rm HIT}} .$$
(6.25)

При высоте загрузки меньше  $2,5\sqrt{D_{HII}}$  не достигается полного прогрева шихты до температуры плавления, наиболее крупные куски диаметром  $D_{IIIII} > 0,065$  м будут проваливаться в горн печи, резко охлаждая шлаковый расплав. При высоте загрузки больше  $2,6\sqrt{D_{HII}}$  увеличивается нагрузка со стороны столба шихты на топливную насадку из антрацита, последний начинает интенсивно истираться и растрескиваться, мелочь угля вместе с расплавом шлака образуют мощные козырьки над фурмами, сопротивление столба материалов резко возрастает, уменьшается снабжение дутьевым воздухом печи, что приводит к снижению температуры выпускаемого расплава.

Второй уровень вдувания должен быть расположен в конце кислородной зоны первого уровня вдувания.

В соответствии с ГОСТ 24774 – 81 низкошахтные печи средней производительности имеют внутренний диаметр 900, 1100, 1300 мм. Для коксовой печи длина кислородной зоны по формуле (3.41) и экспериментальным данным составляет 350 ÷ 450 мм [232]. Куски антрацита при опускании в кислородную зону частично истираются и дробятся, их средний размер примерно в два раза меньше размера кусков кокса, они занимают пространство между уровнями вдувания, которое соответствует длине кислородной зоны  $z_{\kappa_3} = 150 \div 200$  мм, что соответствует нашим экспериментальным данным и расчету по формуле (3.41). Третий уровень вдувания для низкошахтных печей, использующих в качестве топлива антрацит, устанавливать нецелесообразно, так как небольшая высота  $H_{\text{тн}}$  топливной насадки, равная  $1,16\sqrt{D_{\text{нп}}}$ , не позволяет кислороду из дутья этого уровня полностью прореагировать с верхним слоем кокса, температура шихты в этой области падает, и эффективность технологии плавки снижается.

Проведенный анализ горения топлива показал, что чем больше высота кислородной зоны и меньше высота редукционной зоны, тем сильнее перегревается расплав при движении от зоны плавления до горна.

Высота зоны восстановления уменьшается до минимума или практически будет отсутствовать, если на расстоянии  $175 \div 200$  мм от первого уровня вдувания установить фурмы второго уровня вдувания с площадью сечения всех отверстий на  $5 \div 10$  % меньше, чем у фурм первого уровня. Первый уровень вдувания снабжен фурмами, площадь сечения отверстий которых составляет  $52 \div 57$  % от общей площади сечения фурменных отверстий; площадь сечения фурменных отверстий верхнего уровня составляет  $48 \div 43$ %. Такое соотношение позволяет подавать примерно одинаковое количество дутья на оба горизонта зоны горения топлива, так как высота столба шихты, расположенного от второго уровня вдувания, всего на  $5 \div 10$  % меньше высоты столба от первого уровня.

Подогрев дутья в коксовой низкошахтной печи интенсифицирует теплообмен в зоне перегрева расплава [204]. При подогреве дутья стойкость кокса против механического истирания и термического растрескивания не изменяется, а стойкость антрацита повышается.

При замене кокса на антрацит при использовании холодного дутья установлено, что в конце плавки над фурмами образуются козырьки, состоящие из шлака и угольной мелочи. Давление дутья и соответственно сопротивление столба шихты возрастают в конце кампании. Для исключения этих нежелательных явлений была уменьшена высота загрузки печи и было применено подогретое дутье.

В таблице 6.6 приведены данные о времени  $\tau$  работы низкошахтной печи до полной ее остановки в зависимости от температуры T подогрева дутья.

229

Таблица 6.6 – Зависимость времени работы вагранки от температуры подогрева дутья

<i>T</i> , °C	Без подогрева	100	200	300	450	550
τ, сутки	0,3	0,8	1,5	3,0	4,5	5,0

Плавку чугуна и оксидных материалов в низкошахтных печах, использующих антрацит в качестве топлива, возможно вести при уровне загрузки материалов в печь, составляющем  $(2,5 \div 2,6)\sqrt{D_{HII}}$ . Подачу в кислородную зону подогретого до 450 ÷ 550 °C дутья необходимо осуществлять в равных количествах на двух горизонтах с расстоянием между ними,  $L_{12} = z_{K3}$ , т.е чем меньше размер куска топлива, тем меньше  $L_{12}$ .

# 6.5 Промышленное внедрение энергоэффективных ресурсосберегающих технологий выплавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах, обеспечивающих замену кокса на антрацит и тощие угли

Внедрение результатов исследований проводили на низкошахтной печи НШП 3 (приложение Ж). Промышленный комплекс низкошахтной печи был оборудован радиационно-конвективным рекуператором, позволяющим подогревать дутье до 550 °C, при этом предприятие работает на заменителях кокса в качестве топлива с 2005 г. [296 – 299].

С 2009 г. радиационно-конвективный рекуператор был отключен и в трубу печи установлен трубчатый рекуператор, конструкция которого разрабатывалась и совершенствовалась поэтапно.

В первом варианте конструкция имела вид, представленный на рисунке 6.6. Рекуператор состоял из двух соосных труб толщиной  $\delta = 8$  мм, внешней 1 диам. 1040 мм и внутренней 2 диам. 900 мм, расположенных в шахте 3 печи выше завалочного окна. Высота рекуператора составляла h = 8 м. Подвод холодного воздуха осуществлялся через патрубок 4, отвод горячего воздуха производился через патрубок 5. Эта конструкция рекуператора позволяла подогревать дутье до 300 °C. Однако такая конструкция имела существенный недостаток, внутренняя и внешняя трубы были жестко приварены к кольцевым пластинам сверху и снизу. Внутренняя труба испытывала сильные термические напряжения, не имея возможности свободно расширяться и сжиматься, результатом этого явилось ее коробление. Через шесть дней эксперимента внутренняя труба имела форму, представленную на рисунке 6.6 штриховыми линиями, свободное пространство для отхода печных газов уменьшилось, что привело к нарушению хода плавки.

Исходя из этой проблемы был спроектирован и изготовлен второй вариант рекуператора, представленного на рисунке 6.7.



 1 – внешний цилиндр; 2 – внутренний цилиндр; 3 – шахта печи;
 4 – патрубок подвода холодного дутья; 5 – патрубок отвода горячего дутья Рисунок 6.6 – Первоначальная конструкция рекуператора

Рекуператор также размещался в шахте печи *1* выше завалочного окна и состоял из внешнего 2 и внутреннего *3* цилиндров, а также винтовой насадки *4*, удлиняющей путь воздуха в рекуператоре. Для герметизации нижней части рекуператора к внешнему цилиндру приваривалась кольцевая пластина *5*.

Подвод холодного воздуха осуществлялся через патрубок 6, отвод горячего воздуха производился через патрубок 7. Для обеспечения свободного скольжения внутреннего цилиндра и кольцевой пластины друг по другу и сохранения герметизации внутреннего пространства рекуператора к кольцевой пластине приваривался замок 8, который состоял из пластины 9, приваренной к нижней кольцевой пластине 5, и двух прокладок 10 и 11. Материалом прокладки служила смесь графита, меди и жидкого стекла. Такая смесь обеспечивала хорошее скольжение поверхностей прокладок. Прокладка 10 вставлялась в выемку пластины 9, а прокладка 11 в выемку корпуса внутреннего цилиндра 12.



Рисунок 6.7 – Второй вариант рекуператора

При высоких температурах внутренний цилиндр удлинялся. Соприкасающиеся поверхности прокладки свободно скользили относительно друг друга. При этом достигалась хорошая герметизация внутреннего пространства рекуператора.

Такая конструкция рекуператора позволяла подогревать дутье до 350 °C, однако здесь слабым местом оказалась жестко приваренная к внешнему цилиндру кольцевая пластина 5. После двух недель работы она также подверглась короблению, так как подвод холодного воздуха осуществлялся снизу, и перепад температур внутри и снаружи рекуператора составлял 200 – 250 °C. Форма пластины после деформации представлена на рисунке 6.7 штриховыми линиями. В результате герметизация рекуператора нарушалась, рекуператор выходил из строя.

Недостатки второй конструкции были учтены в третьем варианте рекуператора, представленного на рисунке 6.8.

Основные узлы новой конструкции рекуператора остались неизменными. Подвод холодного воздуха осуществлялся, как и в первой конструкции сверху, а отвод – снизу для снижения перепада температур в нижней части рекуператора, что уменьшало термические напряжения нижней кольцевой пластины. Изменения были внесены в верхней части рекуператора.



1 – шахта печи; 2 – внутренний цилиндр; 3 – внешний цилиндр;

4 – винтовая насадка; 5 – патрубок подвода холодного воздуха;

6 – патрубок отвода нагретого воздуха; 7 – нижнее кольцо; 8 – верхнее кольцо;

9 – шнур из углестекловолокна

Рисунок 6.8 – Третий вариант рекуператора

Внешний 3 и внутренний 2 цилиндры не были жестко закреплены, внутренний цилиндр 2 за счет приваренного к нему кольца 8 свободно висел на пластине 7, приваренной к внешнему цилиндру, что обеспечивало свободное расширение цилиндров. Между пластинами 7 и 8 прокладывался уплотнительный шнур 9 из углестекловолокна, который хорошо герметизировал внутреннее пространство рекуператора. Высота рекуператора составляла 13 м, т.е. использовалось все свободное расстояние от завалочного окна до искрогасителя. Такая конструкция по-

зволяет подогревать дутье до 450 °С. Срок службы рекуператора составил 2 года и пока не наблюдается каких-либо нарушений в его работе. Упрощенная схема такого печного комплекса, действующего на сегодняшний день на ООО «Изолит-НК», представлена на рисунке 6.9.



1 – шахта низкошахтной печи; 2 – фурменная коробка; 3 – нижнее загрузочное окно; 4 – верхнее загрузочное окно; 5 – рекуператор; 6 – воздуходувка ВМ
 17/17000; 7 – воздуховод холодного дутья; 8 – воздуховод подогретого дутья;
 9 – воздуходувка ВМ 6/6000

Рисунок 6.9 – Схема печного комплекса на ООО «Изолит-НК»

Так как в низкошахтной печи проплавляется доменный шлак, в состав которого входит  $38 \div 40 \%$  SiO<sub>2</sub>,  $18 \div 20 \%$  Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, оксиды Ca и Mg, то поверхность труб рекуператора при нагреве в процессе работы подверглась алитированию и силицированию, которые обеспечили повышение коррозионной стойкости стали и увеличение срока службы рекуператора. Произведены измерения температуры и состава газа на колошнике и перед искрогасителем. Средняя температура газов на колошнике составляла 750 °C. Состав газов: 0,05 % O<sub>2</sub>; 10,5 % CO<sub>2</sub>; 17,3 % CO. Перед искрогасителем средняя температура газов составляла 445 °C. Состав газов: 3,5 % O<sub>2</sub>; 19,5 % CO<sub>2</sub>; 0,9 % CO; остальное азот. Из состава газа видно, что после завалочного окна шел стабильный подсос воздуха, в результате на уровне искрогасителя наблюдалось практически полное догорание CO. Это обеспечивало высокую температуру отходящих газов, что давало возможность получить указанный подогрев дутья в рекуператоре до 450 °C. Температура расплава на выходе находилась в пределах 1350 ÷ 1370 °C.

Проведена серия экспериментальных плавок без подогрева дутья. Температуру шлакового расплава не удалось поднять выше 1200 °С. Плавку вели с применением антрацита, начальное давление в фурменной коробке было порядка 400 мм вод. ст., в конце плавки через 2 ч давление поднималось до 1200 мм вод. ст. Плавки вели на воздуходувке ВМ 17/17000. Визуальные наблюдения показали, что в верхней части штыба образовался корж из шлакового расплава и мелких частей угля, газовый поток шел только в узкой области, прилегающей к стенкам шахты.

Далее было решено осуществить подогрев дутья до 450 ÷ 550 °С и подавать его в равных количествах на двух горизонтах с расстоянием между ними 200 мм, при этом уровень загрузки шихтовых материалов в печи составлял  $(2,5 \div 2,6)\sqrt{D_{\text{HII}}}$ .

После этого было решено подогретое до 450 ÷ 550 °С дутье дополнительно увлажнить до содержания 10 ÷ 15 % водяного пара и подавать его в один ряд фурм.

Также для сравнения была проведена серия плавок, в которых дутье подавалось в два ряда фурм, причем в первый ряд подавалось сухое дутье, подогретое до 450 ÷ 550 °C, а во второй ряд – паровоздушное дутье с тем же подогревом.

В таблицах 6.7, 6.8, 6.9 приведены данные плавок при увлажнении на холодном дутье, при увлажнении на подогретом дутье и при подаче увлажненного горячего дутья только во второй ряд фурм.

таолица 0.7 – данные плавок на паровоздушном холодном дутье	Τ	Габлица б.'	7 — 🕽	Данные	плавок на	а паровозд	ушном	холодном	дутье
---	---	-------------	-------	--------	-----------	------------	-------	----------	-------

% H <sub>2</sub> O в дутье	0	5	10
Температура расплава, °С	1280	1250	1210
Производительность по расплаву, т/ч	2,7	2,9	3,3

Таблица 6.8 – Данные плавок на паровоздушном дутье, подогретом до 450 ÷ 550 °C

% H <sub>2</sub> O в дутье	0	5	10	15	20
Температура расплава, °С	1370	1365	1355	1350	1280
Производительность по расплаву, т/ч	3,1	3,3	3,5	3,8	4,2

Таблица 6.9 – Данные плавок при подаче подогретого до 450° С паровоздушного дутья во второй ряд фурм, в первый ряд фурм – сухое дутье с тем же подогревом

% H <sub>2</sub> O в дутье	0	5	10	15	20
Температура расплава, °С	1375	1370	1365	1360	1320
Производительность по расплаву, т/ч	3,1	3,2	3,45	3,65	4,1

Плавки показали, что увлажнение холодного дутья неэффективно, температура расплава прогрессивно падает с увеличением подачи водяного пара в кислородную зону печи (таблица 6.7). Производительность печи растет, но при добавлении в дутье свыше 10 % H<sub>2</sub>O температура расплава падает до критических значений, низкошахтная печь идет на замораживание.

Увлажнение дутья с одновременным его подогревом наиболее эффективно при подаче пара в дутье в количестве  $10 \div 15$  %. В этом случае достигаются оптимальные параметры по температуре расплава (1350 ÷ 1355 °C) и производительности (3,5 ÷ 3,8 т/ч).

При увлажнении ниже 10 % содержания H<sub>2</sub>O подогретого дутья температура остается на технологически необходимом уровне, но производительность печи по расплаву недостаточна, при увлажнении дутья выше 15 % производительность

печи растет прогрессивно, но температура расплава резко падает и печь идет на зохолаживание.

При подаче увлажненного и подогретого дутья только во второй ряд фурм температура расплава при увеличении содержания водяного пара падает менее прогрессивно, чем при подаче увлажненного и подогретого дутья в оба ряда фурм (таблицы 6.8, 6.9). В этом случае при подаче в дутье до 20 % пара достигается максимальная производительность печи, а температура расплава остается на приемлемом уровне. Разработанная технология на ООО «Изолит-НК» защищена патентами РФ [300 – 303, 298].

# 6.6 Оценка тепловой эффективности низкошахтных печей при реализации ресурсосберегающих технологий

При применении разработанных технологий научно-практический интерес представляет тепловая эффективность работы низкошахтной печи в условиях замены топлива, подогрева, увлажнения и обогащения дутья кислородом. В связи с этим на основе методики составления материальных и тепловых балансов [20, 52, 149] и результатов экспериментов [20, 291, 306 – 308] проведено исследование влияния различных факторов на эффективность тепловой работы низкошахтных печей [312]. В качестве основных критериев тепловой эффективности использовали удельный расход  $B_{yq}$  условного топлива на тонну чугуна и коэффициент полезного действия *КПД*, которые определяли по следующим соотношениям:

$$B_{yo} = \frac{B \cdot Q_{\mu}^{p}}{29.3 \cdot M_{y}}, \text{ Kr y.t./t чугуна;}$$
(6.26)

$$K\Pi \square = \frac{Q_{_{y}} \cdot Q_{_{u}}}{Q_{_{xm}}} \cdot 100, \%$$
(6.27)

где *B* – масса топлива, кг;  $Q_{\mu}^{p}$  – низшая теплота сгорания топлива, МДж/кг;  $M_{\mu}$  – масса расплава чугуна, т;  $Q_{\mu}$  и  $Q_{\mu}$  – физическое тепло получаемого расплава чугуна и шлака, МДж;  $Q_{xx}$  – химическое тепло реакций горения топлива, МДж.

Расчеты материального и теплового балансов выполняли на 100 кг металлозавалки для низкошахтной печи с внутренним диаметром 0,9 м, температуру выпуска металла принимали на уровне 1400 °C, температуру колошниковых газов 500 °C [52]. В расчетах использовали составы кокса и антрацита, представленные в таблице 6.10 [309].

Топливо		Состав рабочей массы, %												
10111120	$C^{p}$	$H^{\mathrm{p}}$	$O^{\mathrm{p}}$	$N^{\mathrm{p}}$	$S^{\mathrm{p}}$	$W^{\mathrm{p}}$	$A^{\mathrm{p}}$							
Кокс	86,16	0,38	0,29	1,18	0,39	1,8	9,8							
Антрацит	85,0	1,6	1,1	0,9	1,7	4,0	5,7							

Таблица 6.10 – Составы кокса и антрацита, используемые в расчетах

В качестве базовой технологии принимали плавку с использованием кокса, холодного дутья с содержанием  $H_2O$  1,2 – 1,5 %. Многовариантные расчеты проводили для разработанной технологии, обеспечивающей полную замену кокса на антрацит в качестве топлива, при этом температуру подогрева дутья варьировали в пределах 200 – 500 °C, а содержание паров воды в дутье 5 – 15 %. При исследовании влияния обогащения дутья кислородом на тепловую эффективность работы печи в расчетах варьировали его содержание от 21 до 29 %. При задании одинаковых параметров работы печи (производительности, температуры расплава и др.) определяли расходы топлива и составляли тепловые балансы для каждого из исследуемых вариантов. В таблицах 6.11, 6.12 и на рисунках 6.10 – 6.12 представлены результаты исследования.

Сжигание антрацита в комплексе с подогревом и увлажнением дутья (кроме вариантов 2А, 3А, 6А) обеспечивает более высокую тепловую эффективность работы печи по сравнению с применением кокса и холодного дутья без дополнительного увлажнения. Фактически увлажнение и подогрев дутья оказывают противоположное влияние на показатели тепловой эффективности, в частности удельный расход условного топлива и КПД.

Вариант	t <sub>д</sub> ,	H <sub>2</sub> O,	Прих	кодные	е стать	и, %	Pacxo	одные	статьи	, %					КПД,	В <sub>уд</sub> ,
	°C	%	$Q_{x\tau}$	$Q_{\scriptscriptstyle \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \! \!$	Q <sub>ок</sub>	Q <sub>шо</sub>	Q <sub>y</sub>	Q <sub>III</sub>	$Q_{p\mu}$	$Q_{\rm ubt}$	$Q_{\rm ubd}$	$Q_{\varphi yr}$	$Q_{xyr}$	$Q_{\varphi}$	%	Кг у.т./т
1 K	20	1,5	93,6	0,8	4,8	0,7	37,6	3,7	3,7	0,4	0,8	20,3	27,3	6,3	44,1	112,6
1 A	200	5	86,9	7,7	4,6	0,7	36,0	3,6	3,5	0,7	3,1	20,9	26,1	6,0	45,5	109,1
2 A	200	10	86,8	8,2	4,4	0,6	34,1	3,4	3,3	0,7	7,0	20,9	24,8	5,7	43,2	114,8
3 A	200	15	86,6	8,6	4,1	0,6	31,9	3,2	3,1	0,7	11,8	20,7	23,2	5,3	40,5	122,6
4 A	300	5	83,4	11,2	4,7	0,7	36,1	3,6	3,5	0,7	3,0	20,9	26,2	6,0	47,5	104,5
5 A	300	10	83,1	11,8	4,4	0,6	34,3	3,4	3,3	0,7	6,7	21,0	24,9	5,7	45,3	109,1
6 A	300	15	82,8	12,4	4,1	0,6	32,1	3,2	3,1	0,7	11,3	20,8	23,3	5,4	42,7	116,4
7 A	400	5	80,2	14,5	4,7	0,7	36,1	3,6	3,5	0,7	2,9	20,9	26,2	6,0	49,5	100,3
8 A	400	10	79,7	15,2	4,4	0,6	34,4	3,4	3,4	0,7	6,4	21,0	25,0	5,7	47,4	104,7
9 A	400	15	79,2	16,0	4,2	0,6	32,3	3,2	3,2	0,7	10,8	21,0	23,5	5,4	44,9	110,7
10 A	500	5	77,0	17,6	4,7	0,7	36,2	3,6	3,5	0,7	2,8	21,0	26,3	6,0	51,6	96,2
11 A	500	10	76,4	18,5	4,5	0,6	34,5	3,4	3,4	0,7	6,2	21,1	25,0	5,8	49,6	100,1
12 A	500	15	75,8	19,4	4,2	0,6	32,5	3,2	3,2	0,6	10,3	21,1	23,6	5,4	47,1	105,3
П	[рим	ечание	e: $Q_{A}$	– физ	ическ	ая теп	лота д	цутья,	$Q_{\rm ok}$ –	тепло	та оки	ислени	ія при	месей	й чугу	на, $Q_{\rm шо}$
- теплота	а шла	акообј	разова	ния,	$Q_{\rm pu}$ – '	тепло	га раз.	пожен	ия из	вести,	$Q_{\scriptscriptstyle \rm UBT}$ –	- тепл	ота ис	спарен	ния вл	аги то-
плива, $Q_{_{\rm ИBJ}}$ – теплота испарения влаги дутья, $Q_{_{\rm фуг}}$ – физическая теплота уходящих газов, $Q_{_{\rm XYr}}$ – хи-																
мическая	і теп.	тота у	ходяц	цих га	зов, С	$Q_{\phi} - \pi G$	отери т	гепла	через	футер	овку і	в окру	жаюц	цую с	реду.	

Таблица 6.11 – Тепловые балансы низкошахтной печи при работе на коксе и антраците

Подогрев дутья является приходной статьей и обеспечивает дополнительный приток теплоты в печь. Повышение температуры подогрева дутья с 200 до 500 °C увеличивает соответствующую приходную статью с 8 % до почти 20 %. Однако увлажнение дутья оказывает отрицательное влияние на тепловую эффективность печи. В частности, повышение влажности дутья с 5 до 15 % приводит к росту потерь тепла на испарение влаги дутья с 3 до 10 – 12 %. При относительно низких температурах подогрева 200 – 300 °C и высокой влажности дутья на уровне 10 – 15 % H<sub>2</sub>O (варианты 2A, 3A, 6A) отрицательный эффект увлажнения дутья преобладает над положительным эффектом подогрева. Это приводит к тому, что для этих вариантов работы печи удельный параметр при отоплении печи коксом, а КПД соответственно имеет меньшие значения. В остальных исследованных вариантах эффект от подогрева дутья при соответствующей влажности преобладает, это обеспечивает повышение тепловой эффективности работы печи, снижению удельного расхода условного топлива и повышению КПД.



Рисунок 6.10 – Зависимость удельного расхода топлива (*a*) и коэффициента полезного действия (б) от температуры подогрева и влажности дутья

Полученные данные хорошо согласуются с результатами промышленных экспериментов, которые показали, что наиболее эффективно применять антрацит в комплексе с увлажнением и подогревом дутья. Отсутствие подогрева, применение увлажнения дутья приводят к снижению температур расплава. Подогрев дутья до 400 – 500 °C и увлажнение дутья до 10 – 15 % H<sub>2</sub>O обеспечивают оптимальные параметры по температуре расплава и производительности печи.

Анализ результатов проведенных расчетов показывает, что применение антрацита, подогрева до 500 °C и увлажнение дутья до 10 % H<sub>2</sub>O обеспечивает удельный расход условного топлива на уровне 100,1 кг у.т./ т чугуна, а КПД 49,6 % по сравнению с применением для отопления кокса. Это приводит к экономии 12,5 кг у.т./ т чугуна, т.е. почти на 11%, и повышению КПД печи на 5,5 %.

Обогащение дутья кислородом с 21 до 29 % приводит к уменьшению объемов окислителя подаваемого на горение и соответственно объемов продуктов сгорания на 28 %.

Вари	t <sub>д</sub> ,	0	H <sub>2</sub> O,	Пр	иходні	ые стат	ъи, %			Pa	сходнь	ле стат	ьи, %			КПД	В <sub>уд</sub> ,
ант	°C	02,	%	Q <sub>xt</sub>	Q <sub>д</sub>	Qor	Qшо	Q <sub>ч</sub>	Qui	Q <sub>ри</sub>	Que	Q <sub>ив</sub>	Q <sub>фy</sub>	Q <sub>xyt</sub>	Q <sub>φ</sub>	%	кг у.т./т
1 K	20	21	1,5	93,6	0,8	4,8	0,7	37,6	3,7	3,7	0,4	0,8	20,3	27,3	6,3	44,1	112,6
2К	20	23	1,5	93,6	0,7	4,9	0,7	38,3	3,8	3,7	0,4	0,7	18,9	27,8	6,4	44,9	110,4
3К	20	25	1,5	93,6	0,7	5,0	0,7	38,9	3,8	3,8	0,4	0,6	17,7	28,2	6,5	45,7	108,7
4 K	20	27	1,5	93,6	0,6	5,1	0,7	39,4	3,9	3,9	0,4	0,6	16,6	28,6	6,6	46,3	107,2
5 K	20	29	1,5	93,5	0,6	5,2	0,8	39,9	3,9	3,9	0,4	0,6	15,6	29,0	6,7	46,9	105,8
1 A	400	21	5	80,2	14,5	4,7	0,7	36,1	3,6	3,5	0,7	2,9	20,9	26,2	6,0	49,5	100,3
2 A	400	23	5	81,1	13,4	4,8	0,7	36,9	3,6	3,6	0,7	2,7	19,5	26,8	6,2	50,0	99,4
3 A	400	25	5	82,0	12,5	4,9	0,7	37,6	3,7	3,7	0,7	2,5	18,3	27,3	6,3	50,4	98,6
4 A	400	27	5	82,7	11,6	4,9	0,7	38,2	3,8	3,7	0,7	2,3	17,2	27,7	6,4	50,7	97,9
5 A	400	29	5	83,3	10,9	5,0	0,7	38,7	3,8	3,8	0,7	2,2	16,3	28,1	6,5	51,0	97,3
6 A	400	21	10	79,7	15,2	4,4	0,6	34,4	3,4	3,4	0,7	6,4	21,0	25,0	5,7	47,4	104,7
7 A	400	23	10	80,7	14,1	4,6	0,7	35,2	3,5	3,4	0,7	5,9	19,7	25,6	5,9	48,0	103,4
8 A	400	25	10	81,6	13,1	4,6	0,7	36,0	3,6	3,5	0,7	5,5	18,5	26,1	6,0	48,5	102,3
9 A	400	27	10	82,3	12,2	4,7	0,7	36,7	3,6	3,6	0,7	5,2	17,5	26,6	6,1	49,0	101,4
10A	400	29	10	83,0	11,5	4,8	0,7	37,3	3,7	3,6	0,7	4,9	16,5	27,1	6,2	49,4	100,6
11A	400	21	15	79,2	16,0	4,2	0,6	32,3	3,2	3,2	0,7	10,8	21,0	23,5	5,4	44,9	110,7
12A	400	23	15	80,2	14,8	4,3	0,6	33,3	3,3	3,3	0,7	10,0	19,7	24,2	5,6	45,6	108,8
13A	400	25	15	81,2	13,8	4,4	0,6	34,2	3,4	3,3	0,7	9,3	18,6	24,8	5,7	46,3	107,3
14A	400	27	15	81,9	12,9	4,5	0,7	34,9	3,5	3,4	0,7	8,7	17,6	25,4	5,8	46,8	106,0
15A	400	29	15	82,6	12,1	4,6	0,7	35,6	3,5	3,5	0,7	8,2	16,7	25,9	6,0	47,4	104,8

траците и обогащении дутья кислородом

В случае работы печи на коксе без подогрева дутья обогащение воздуха подаваемого на горение кислородом до 29 % приводит к снижению потерь тепла с уходящими газами с 20,3 до 15,6 %, это обеспечивает повышение КПД печи с 44,1 до 46,9 % т.е. почти на 3 % и экономию 6,8 кг у.т. / т чугуна.

При работе печи на антраците с подогретым и увлажненным дутьем, повышение содержания кислорода в последнем приводит с одной стороны к снижению приходной статьи физическая теплота дутья с 14,5 – 16 % до 11 – 12 % для различных значений влажности, а с другой стороны снижает потери тепла с уходящими газами с 21 % до 16 – 17 %.

При использовании в качестве топлива антрацита обогащение дутья кислородом повышает тепловую эффективность работы печи, КПД возрастает на 1,5 – 2,5 %,

Таблица 6.12 – Тепловые балансы низкошахтной печи при работе на коксе и ан-

а удельный расход условного топлива снижается на 3 – 5,9 кг у.т. / т чугуна, причем этот эффект проявляется в большей степени с повышением влажности дутья.



Рисунок 6.11 – Зависимость удельного расхода топлива (*a*) и коэффициента полезного действия (*б*) от содержания кислорода в дутье при работе печи на коксе



Рисунок 6.12 – Зависимость удельного расхода топлива (*a*) и коэффициента полезного действия (б) от содержания кислорода и влажности дутья при работе печи на антраците

Для оценки экономической эффективности применения кислорода проведено исследование влияния соотношения цен на топливо и кислород на общие затраты при проведении плавки. Для исследования выбраны варианты плавки 2 К – 5 К. В таблице 6.13 представлены данные по влиянию содержания кислорода в дутье на необходимые объемы дополнительно подаваемого кислорода и экономию кокса, полученные из расчетов балансов, представленных выше.

Анализ уровня цен на литейный кокс, показывает, что в зависимости от качества и поставщиков они колеблются в среднем в интервале 25 – 30 руб/кг. Для кислорода разброс цен значительно выше и обусловлен в том числе фактором его доступности. В частности, при эксплуатации низкошахтных печей в условиях крупных металлургических предприятий, имеющих в своем составе кислородно-конвертерное производство цена кислорода может составлять 2 – 3 руб/м<sup>3</sup>, в то же время при использовании технического кислорода, транспортируемого в баллонах его стоимость может достигать 27 – 30 руб/м<sup>3</sup>.

Таблица 6.13 – Влияние содержания кислорода в дутье на необходимые объемы дополнительно подаваемого кислорода и экономию кокса

№	Содержание кислорода в	Дополнительная подача	Экономия кокса, кг
	дутье, %	кислорода, м <sup>3</sup>	
1	23	1,89	0,3
2	25	3,44	0,4
3	27	4,69	0,6
4	29	5,77	0,7

На рисунке 6.13 представлены зависимости изменения затрат при плавке чугуна в низкошахтной печи от цен на кокс и кислород.

Анализ результатов расчетов показывает, что экономически целесообразно (увеличение затраты на применение кислорода меньше чем снижение затрат от сокращения расхода кокса) использовать обогащение дутья кислородом при превышении стоимости одного кг кокса над стоимостью одного м<sup>3</sup> кислорода минимум примерно в 7 – 8 раз. Учитывая, что стоимость кокса значительно выше чем стоимость антрацита и тощих углей, то обогащение дутья кислородом в большей степени ориентировано на низкошахтные печи, работающие на коксе.

Сопоставление результатов расчетов теплового баланса и результатов промышленных экспериментов по обогащению дутья кислородом при плавке чугуна в низкошахтных печах представленных выше показывает, что на практике обогащение дутья кислородом при сохранении расхода кокса оказывает влияние одновременно на температуру расплава и производительность печи.



Рисунок 6.13 – Зависимость изменения затрат при плавке чугуна в низкошахтной печи от цен на кислород и кокс при содержании кислорода в дутье 23 % (*a*) и 29 % (*б*)

Оценка изменения физического тепла чугуна при повышении производительности печи на 20 % и снижении температуры расплава на 50 °C (с 1300 до 1350 °C) показывает, что в первом случае оно увеличится примерно на 220 – 230 кДж/кг расплава, а во втором снижается на примерно 30 кДж/кг, что обеспечивает положительный совокупный эффект в 190 – 200 кДж/кг и подтверждает повышение тепловой эффективности печи при обогащении дутья кислородом.

# 6.7 Исследование и анализ технологических свойств чугуна выплавляемого по разработанным технологиям

ИПК является моделирующей установкой для исследования особенностей технологического процесса в низкошахтных печах, позволяет в лабораторных условиях оперативно отработать новые ресурсосберегающие технологии по замене кокса на тощие угли и антрациты, опробовать методы интенсификации процесса с минимальными издержками на технологические режимы основных литейных производств [293].

На низкршахтной печи НШП 1 ИПК было проведено исследование химического состава и литейных свойств чугуна, полученного с применением антрацита в топливных колошах. Химический состав полученных чугунов приведен в таблице 6.14.

Таблица 6.14 – Химический состав чугунов, полученных в результате опытных плавок

Плавка	Количество антрацита в топливных колошах, %	Химический состав, %				
		С	Si	Mn	Р	S
1	0	3,69	2,01	0,35	0,13	0,097
2	25	3,66	2,13	0,31	0,12	0,059
3	50	3,58	2,24	0,26	0,10	0,041
4	75	3,83	1,89	0,21	0,11	0,049
5	100	3,78	1,93	0,22	0,10	0,059

Литейные и механические свойства выплавленных чугунов, исследованные по стандартным методикам, представлены в таблице 6.15. Изменение жидкотекучести, свободной, затрудненной усадки и уровня термических напряжений коррелируют с изменением температуры заливаемого в пробы чугуна.

Максимальную механическую прочность имели образцы из чугуна выплавленного с 50 % содержанием антрацита, содержание серы в таких образцах понижено и, по-видимому, меньшая загрязненность металла сульфидами дала эффект роста  $\sigma_{\rm B}$ .

Количество антрацита, %	Температура чугуна, °С	Жидкоте- кучесть, мм	Свободная усадка, %	Затрудненная усадка, %	Временное сопро- тивление разрыву, $\sigma_{\rm B} \cdot 10^{-7}$ , Па
0	1355	310	0,41	0,83	19,79
25	1345	320	0,42	0,85	20,07
50	1335	260	0,39	0,79	23,19
75	1330	240	0,30	0,56	19,70
100	1350	360	0,44	0,84	20,53

Таблица 6.15 – Литейные свойства чугунов

Из приведенных данных видно, что химический состав и литейные свойства чугуна, полученного с применением разработанной технологии плавки с использованием в качестве топлива антрацита, находятся на приемлемом технологическом уровне. Таким образом, из полученного расплава можно получать готовые отливки, соответствующие по своему химическому составу и механическим свойствам ГОСТ 1412 – 85. Чугун плавок 1 - 3 (таблица 6.14) соответствует маркам СЧ10, СЧ15, СЧ20.

Разработанные на ИПК технологии прошли серийную апробацию в промышленных условиях; технологический процесс плавки позволил получать расплавы с заданными технологическими свойствами, значительно снизив при этом затраты на топливо. На основании комплексных исследований разработаны технологические регламенты и инструкции ведения плавки в низкошахтных печах с различной производительностью.

Результаты комплексных исследований могут быть использованы: при выборе количественного соотношения кокса и антрацита в топливных колошах промышленных низкошахтных печей разной производительности и конструкции фурменного пояса; для определения оптимальных концентраций кислорода при обогащении дутья с необходимостью учета расхода топлива, температуры металла на выпуске, производительности печи.

Внедрение результатов исследований проводили на ООО «Изолит-НК» (г. Новокузнецк) (приложения И, К); АО «Завод Универсал» (г. Новокузнецк) (приложения Л, М); АО «ЕВРАЗ - Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (г. Новокузнецк) (приложение Н); ЗАО «Гурьевский металлургический завод» (г. Гурьевск) (приложение П).

За счет внедрения разработанных технологий, новых конструкторскотехнологических решений и выход на рациональное ведение плавки на низкошахтной печи (НШП 3) ООО «Изолит-НК» (г. Новокузнецк) достигнута полная замена кокса антрацитом. Это позволило получить общий годовой экономический эффект 20 млн. руб. (в ценах 2015 года). На АО «Завод Универсал» (г. Новокузнецк) разработана и внедрена технология плавки при использовании антрацита в качестве топлива, проведены промышленные плавки чугуна на низкошахтной печи (НШП 4, НШП 6) с внутренним диаметром 1000 и 700 мм соответственно. Количество антрацита в топливных колошах последовательно составляло 20, 30, 40 % от общей массы топливной завалки. В процессе плавки осуществлялся подогрев дутья до 450 °С специально смонтированной технологической установкой (горелки с фиксацией пламени в камере полного сжигания), позволяющей осуществлять подогрев и увлажнение дутья одновременно. Общая масса используемого антрацита в эксперименте составила 60 тонн. Использование антрацита в топливных колошах позволяло получать чугун на выпуске из печи с температурой 1360-1380 °С с сохранением качества получаемого металла.

На предприятии успешно используется в производственной практике расчетный способ определения расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в единицу времени. В настоящее время на АО «Завод Универсал» продолжается внедрение новых разработок, а именно проекта установки рекуператора на низкошахтную печь (НШП 5) диаметром 1300 мм. Проект выполнен в соответствии с решениями, которые нашли отражения в патентах на полезную модель [241 – 244] и Свидетельством о государственной регистрации программы для ЭВМ [245]. Это позволило получить общий годовой экономический эффект 18 млн. руб. (в ценах 2015 года).

На АО «ЕВРАЗ - Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (г. Новокузнецк) разработана и внедрена технология плавки с обогащением дутья кислородом; разработан и передан на предприятие комплект нормативно-технической документации, включающий: технологическую инструкцию по расчету оптимального содержания кислорода в низкошахтной печи (НШП 2) диаметром 700 мм; технологическую инструкцию по определению порозности шихты, оказывающей существенное влияние на аэродинамические и теплотехнические параметры низкошахтной плавки, а также результаты математического моделирования по основным технологическим параметрам: содержанию СО %, СО<sub>2</sub>%, температуре металла на выпуске. При производстве литья ответственного назначения в течение 5 лет низкошахтные печи предприятия работали на обогащенном кислородом дутье, что позволило увеличить выход годного на 5-7 %.

На ЗАО «Гурьевский металлургический завод» (г. Гурьевск) разработаны и внедрены технологии по применению кислорода и комбинированного дутья в низкошахтной печи (НШП 7), а также исследовано дилатантное поведение шихты в период плавки. За счет использования разработанных технологий и технологических приемов в реальных условиях литейного цеха предприятия процент брака литья был сокращен на 25 %, а эффективность от внедрения в общем объеме составила 3 млн. руб. в год.

В результате внедрения исследований были разработаны ресурсосберегающие технологии, нашедшие отражение в комплектах нормативно-технической документации, переданных на вышеперечисленные предприятия и представленные в таблице 6.16.

Внедренные технологии		Структура брака литья, %	Экономическая эффективность		
ООО «Изолит-НК» (г. Новокузнецк) (НШП 3)					
Ι	III	-	20 млн. руб.		
АО «Завод Универсал» (г. Новокузнецк) (НШП 4, НШП 5, НШП 6)					
Ι	II	уменьшение на 50 %	18 млн.руб.		
АО «ЕВРАЗ - Объединенный Западно-Сибирский					
металлургический комбинат» (г. Новокузнецк) (НШП 2)					
Π	III уменьшение на 5-7 % (литье ответственного назначения)		-		
ЗАО «Гурьевский металлургический завод» (г. Гурьевск) (НШП 7)					
Ι	II	уменьшение на 25 %	3 млн. руб.		
*Примечание. Название технологий:					
I – «Применение в качестве топлива антрацита при плавке в низкошахтной печи»;					
II – «Обогащение дутья кислородом при плавке в низкошахтной печи»;					
III – «Проектирование и установка рекуператора «труба в трубе»».					

Таблица 6.16 – Технологии, внедренные на предприятиях\*

#### Выводы по главе

1. В результате промышленных экспериментов установлено, что шихта в процессе опускания по шахте во время плавки в низкошахтной печи разрыхляется, при этом порозность слоя шихты, оказывающая большое воздействие на аэродинамические и теплотехнические параметры плавки, зависит от скорости ее опускания: с увеличением этой скорости происходит наибольшее разрыхление шихты. Скорость движения шихты тем меньше, чем больше расход кокса. С увеличением расхода кокса уменьшаются производительность печи, отношение CO<sub>2</sub>/CO в отходящих газах, увеличивается высота топливной насадки. В период плавки шихта, опускаясь, приходит в движение, ее куски выходят из зацепления, объем слоя материалов увеличивается, его порозность возрастает. Такое дилатантное поведение приволит к уменьшению аэродинамического сопротивления столба шихты, к увеличению скорости газов и, следовательно, к уменьшению времени теплообмена между шихтой и газом.

2. Результаты промышленных экспериментов при обогащении дутья кислородом в целом подтвердили результаты математического моделирования по основным технологическим параметрам: содержанию CO, %, CO<sub>2</sub>, %, *H*<sub>тн</sub>.

3. Обоснован уровень загрузки материалов в печь, и определен рациональный расход дутья при двухрядной подаче. Установлено, что плавку чугуна и оксидных материалов в низкошахтных печах, использующих антрацит в качестве топлива, возможно вести при уровне загрузки материалов в печь, составляющем  $(2,5 \div 2,8)\sqrt{D_{HII}}$ . Подачу в кислородную зону подогретого до 450 ÷ 550 °C дутья необходимо осуществлять в равных количествах на двух горизонтах, находящихся на расстоянии, равном высоте кислородной зоны.

4. Исследован химический состав и литейные свойства чугуна, полученного с применением антрацита в топливных колошах на ИПК, установлена возможность получения из расплава жидкого чугуна годных отливок, соответствующих требованиям ГОСТ 1412 – 85 и маркам СЧ10, СЧ15, СЧ20.

5. Замена кокса на антрацит в качестве топлива для низкошахтных печей в совокупности с подогревом до 400 – 500 °C и увлажнением дутья до 10 – 15 % Н<sub>2</sub>О обеспечивает высокие показатели шахтной плавки (температуру расплава и

производительность печи), повышение тепловой эффективности печи (экономию 12,5 кг у.т./ т чугуна и повышение КПД на 5,5 %), снижение себестоимости производимой продукции за счет использования более дешевого топлива.

6. Обогащение дутья кислородом до 29 % в случае работы печи на коксе обеспечивает повышение КПД на 2,8 % и экономию 6,8 кг у.т. / т чугуна. При работе печи на антраците обогащение дутья кислородом обеспечивает увеличение КПД на 1,5 – 2,5 % и снижение удельного расхода условного топлива на 3 – 5,9 кг у.т. / т чугуна. Установлено, что экономически целесообразно использовать обогащение дутья кислородом при превышении стоимости одного кг кокса над стоимостью одного м<sup>3</sup> кислорода минимум примерно в 7 – 8 раз.

### Заключение

В результате проведенных исследований разработаны теоретические и технологические основы ресурсосбережения и повышения энергоэффективности твердотопливных низкошахтных печей на основе интенсификации тепломассообменных процессов и замены топлива с кокса на антрацит и тощие угли. Решение задач, поставленных в работе позволило сделать следующие выводы:

1. Доказана и научно обоснована эффективность и перспективность замены кокса на антрацит и тощие угли при плавке чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах. Получены основные зависимости и закономерности для расчета конструктивных, технологических и теплотехнических параметров низкошахтных печей, при переходе на другие виды твердого топлива.

2. На основе теоретического анализа научно обоснованы условия подобия физического моделирования теплообменных и аэродинамических процессов в низкошахтных печах, установлено, что температурный режим в топливной насадке и в зоне нагрева шихты не зависит от диаметра печи при условии выполнения полученных в работе основных соотношений между геометрическими параметрами печи размерами кусков топлива и шихты:  $H_{\text{тн}} = 1,165\sqrt{D}$ ;  $H_{\text{n}} = 4,345\sqrt{D}$ ;  $H_{\text{ng}} = 3,18\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_{\kappa} = 0,081\sqrt{D}$ ;  $\overline{d}_{\text{m}} = 0,143\sqrt{D}$ . 3. Выявлены особенности и установлены основные закономерности процессов горения пылеугольного топлива в неразрыхленном плотном слое очага горения низкошахтных печей. Установлено, что максимальный эффект от сжигания ПУТ достигается при его полном сгорании в пределах кислородно-окислительной зоны.

4. Спроектирован и введен в эксплуатацию исследовательский полупромышленный комплекс на основе твердотопливной низкошахтной печи для разработки ресурсосберегающих технологий. Определены рациональные соотношения содержаний антрацита и кокса в топливных насадках, позволяющие обеспечить устойчивую работу низкошахтных печей. Разработана методика аттестации топлив, основанная на определении относительной прочности топлива, зависящей от горения, разрушения и газификации топлива. Проведенные на спроектированной установке исследования прочности твердого топлива, позволили сформировать критериальный ряд соотношений содержаний кокса и антрацита с изменением их концентраций на 10 %.

5. Установлен механизм влияния подогрева и увлажнения дутья на процесс плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах при использовании в качестве топлива антрацита, произведено его теоретическое и технологическое обоснование. Применение холодного дутья и антрацита в качестве топлива негативно сказывается на технологическом режиме плавки из-за высоких градиентов температуры, механических и термических напряжений по объему куска топлива в кислородной зоне. Снижение температуры поверхности антрацита, напряжения в поверхностных слоях куска топлива в кислородной зоне достигается за счет подогрева и увлажнения дутья по разработанным и внедренным в условиях промышленного производства технологическим регламентам дутьевых режимов.

6. Установлены закономерности взаимосвязи пиковых значений содержания газов и границ основных технологических зон (кислородной и окислительновосстановительной) при различных количествах в топливных насадках кокса и антрацита и разных дутьевых режимах, выявленные в результате газового анализа по содержанию СО, СО<sub>2</sub>, О<sub>2</sub> рабочего пространства низкошахтной печи. Экспериментальные данные подтверждены результатами математического анализа по определению высоты топливной насадки, обоснованию высоты кислородной зоны, расчета температуры поверхности топлива. Установлено, что длина кислородной зоны соответствует максимуму содержания  $CO_2$  в топливной насадке; сделан вывод о том, что длина кислородной зоны при плавке на антраците с применением подогретого и увлажненного дутья приближается к длине при плавке на коксе; температура поверхности куска топлива, достигаемая максимума в кислородной зоне на холодном дутье, составляет: для кокса  $T_{\kappa} = 2110$  °C, для антрацита  $T_a = 2080$  °C, а при использовании подогретого и увлажненного дутья, в зависимости от его параметров температура может быть снижена на 150 ÷ 200 °C.

7. Разработана усовершенствованная комплексная детерминированная математическая модель процесса плавки материалов в низкошахтных печах, позволяющая исследовать влияние подогрева, обогащения дутья кислородом, применения пылеугольного топлива на тепловую работу печи. С использованием модели разработаны номограммы процесса плавки в диапазоне изменения основных входных параметров: расхода кокса – от 10 – 20 %; количества дутья – от 30 до 120 м<sup>3</sup>/(м<sup>2</sup> ·мин). По результатам построения номограмм процесса шахтной плавки, при концентрациях кислорода в дутье более 21 % и подогреве дутья более 27 °C были выявлены и математически описаны основные закономерности, возникающие при обогащении дутья кислородом. Доказано, что для поддержания рациональной высоты топливной насадки с увеличением содержания кислорода в дутье необходимо пропорционально уменьшить количество дутья, подаваемого в печь. При большом количестве дутья ( $q_0 > 90 \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{мин})$ ) для поддержания рациональной высоты топливной насадки необходимо увеличивать расход кокса в завалку ( $K \ge 16 \%$ ).

8. Обоснован уровень загрузки материалов в низкошахтную печь и определены рациональные расходы дутья при двухрядной подаче, установлено, что плавку чугуна и силикатных материалов в печах, использующих антрацит в качестве топлива, необходимо вести при уровне загрузки материалов в печь, составляющем  $(2,5 \div 2,8)\sqrt{D_{\text{нп}}}$ , подогреве дутья до 450 ÷ 550 °C с одновременным его увлажнением до 10 ÷ 15 %. В этом случае достигаются рациональные пара-
метры плавки по температуре расплава и производительности печи. Подачу в кислородную зону подогретого дутья необходимо осуществлять в равных количествах на двух горизонтах с расстоянием между ними, равным длине кислородной зоны.

9. Замена кокса на антрацит в качестве топлива для низкошахтных печей в совокупности с подогревом до температур не ниже 400 °C и увлажнением дутья до 10 – 15 % обеспечивает высокие показатели шахтной плавки (температуру расплава и производительность печи), повышение тепловой эффективности печи (экономию 12,5 кг у.т./ т чугуна и повышение КПД на 5,5 %), снижение себестоимости производимой продукции за счет использования более дешевого топлива.

10. Разработаны на основе трактовки результатов теоретических и экспериментальных исследований методы интенсификации и энергоэффективные ресурсосберегающие технологии плавки чугуна и силикатных материалов в низкошахтных печах, внедренные и освоенные на предприятиях – ООО «Изолит-НК» (г. Новокузнецк); АО «Завод Универсал» (г. Новокузнецк); ЗАО «Гурьевский металлургический завод» (г. Гурьевск), АО «ЕВРАЗ – Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (г. Новокузнецк).

#### Список использованной литературы

1. Глинков, М. А. Основы общей теории печей / М. А. Глинков. – Москва : Металлургиздат, 1962. – 575 с.

2. Глинков, М. А. Общая теория печей / М. А. Глинков, Г. М. Глинков. – Москва : Металлургия, 1978. – 264 с.

Глинков, М. А. Общая теория тепловой работы печей / М. А. Глинков, Г.
 М. Глинков. – Москва : Металлургия, 1990. – 232 с.

4. Бредихин, В. Н. Медь вторичная / В. Н. Бредихин, Н. А. Маняк, А. Я. Кафтаненко. – Донецк : ДонНТУ, 2006. – 416 с.

Монастырев, А. В. Печи для производства извести / А. В. Монастырев, А.
 В. Александров. – Москва : Металлургия, 1979. – 232 с.

6. Теплотехника металлургического производства. Т. 2. Конструкция и работа печей / В. А. Кривандин [и др.]. – Москва : МИСиС, 2001. – 736 с.

7. Кривандин, В. А. Металлургические печи / В. А. Кривандин, Б. Л. Марков. – Москва : Металлургия, 1967. – 672 с.

Диомидовский, Д. А. Металлургические печи цветной металлургии / Д.
 А. Диомидовский. – Москва : Металлургиздат, 1970. – 704 с.

 9. Основы металлургии : в 4 т. Т. 2. Тяжелые металлы / Ю. А. Быховский, Р.
 Л. Веллер, Н. С. Грейвер [и др.]. – Москва : Гос. науч.-техн. изд-во лит. по черн. и цвет. металлургии, 1962. – 786 с.

10. Уткин, Н. И. Производство цветных металлов / Н. И. Уткин. – Москва : Интермет Инжиниринг, 2000. – 442 с.

11.Кобахидзе, В. В. Тепловая работа и конструкции печей цветной металлургии / В. В. Кобахидзе. – Москва : МИСиС, 1994. – 356 с.

12. Процессы и аппараты цветной металлургии / С. С. Набойченко, Н. Г. Агеев, А. П. Дорошкевич [и др.]. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2005. – 700 с.

13.Ваграночный процесс плавки чугуна / В. И. Матюхин, В. В. Мадисон, В.Б. Поль [и др.]. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2004. – 158 с.

14. Тепловые процессы в технологии силикатных материалов / И. А. Булавин, И. А. Макаров, А. Я. Рапопорт [и др.]. – Москва : Стройиздат, 1982. – 248 с.

15. Долотов, Г. П. Конструкция и расчет заводских печей и сушил / Г. П. Долотов, Е. А. Кондаков. – Москва : Машиностроение, 1973. – 272 с.

16. Табунщиков, Н. П. Производство извести / Н. П. Табунщиков. – Москва : Химия, 1974. – 240 с.

17. Энергосберегающие технологии в промышленности. Печные агрегаты. Экология. Классификация слоевых металлургических печей и агрегатов : сб. материалов междунар. конф. / Ю. Г. Ярошенко, В. И. Матюхин, Я. М. Гордон [и др.]; НИТУ МИСиС // Сб. науч. тр. – Москва : Издат. дом МИСиС, – 2014. – С. 481–485.

18. Матюхин, В. И. Выбор рациональных параметров коксовой колоши шахтных плавильных печей / И. С. Коновалов, А. В. Матюхина // Металлург. – 2013. – № 5. – С. 38–43.

19. Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии черной металлургии / Ю. Г. Ярошенко, Я. М. Гордон, И. Ю. Ходоровская [и др.]. – Екатеринбург : УИПЦ, 2012. – 670 с.

20. Селянин, И. Ф. Теория и практика интенсификации технологического процесса в шахтных печах малого диаметра : в 3 т. Т. 1 / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев. – Москва : Теплотехник, 2010. – 379 с.

21. Самченко, С.В. Брикетирование отходов минераловатного производства с использованием глиноземистых цементов / С. В. Самченко, Д. Г. Алпацкий, И. Е. Алпацкая // Техника и технология силикатов. – 2014. – Т. 21, № 2. – С. 19–23.

22. Анализ эффективности альтернативных путей рециклинга железосодержащих металлургических отходов / И. Ф. Курунов, В. Н. Титов, О. Г. Большаков // Металлург. – 2006. – № 11. – С. 39–42.

23. Процессы утилизации пыли сталеплавильного производства. Ч. 1. Высокопроизводительные промышленные процессы переработки пыли и других железосодержащих отходов / А. П. Стовпченко, Л. В. Камкина, Ю. С. Пройдак [и др.] // Электрометаллургия. – 2010. – № 1. – С. 25–32.

24. Емельянова, Е. С. Оценка возможности переработки сталеплавильной пыли в вагранках / Е. С. Емельянова, И. В. Буторина // Металлург. – 2010. – № 10. – С. 54–56.

25.Перспективы полной утилизации металлургических отходов в масштабах комбината или отдельного региона / М. В. Ушакова, П. И. Черноусов, А. В. Ростовский [и др.] // Металлург. – 2011. – № 7. – С. 46–49.

26.Курунов, И. Ф. Экологический аспект промышленных технологий утилизации железоцинк содержащих шламов и пылей / И. Ф. Курунов // Металлург. – 2011. – № 9. – С. 35–39.

27. Мариенбах, Л. М. О выборе процессов и агрегатов для плавки чугуна / Л. М. Мариенбах, Ю. С. Сухарчук, А. К. Юдкин // Литейное производство. – 1977. – № 10. – С. 8–9.

28.Клецкин, Я. Г. Ваграночная плавка чугуна в литейных цехах за рубежом / Я. Г. Клецкин // Литейное производство. – 1981. – № 12. – С. 5–7.

29.Из опыта эксплуатации вагранок в труболитейном цехе / М. И. Ага, В. Г. Иванов, П. Л. Хохлов [и др.] // Литейное производство. – 1966. – № 6. – С. 13–16.

30. Аксенов, П. Н. К вопросу о взаимосвязи основных параметров ваграночного процесса / П. Н. Аксенов, Г. К. Решетников // Изв. вузов. Машиностроение. – 1964. – № 1. – С. 5–14.

31.Резервы ваграночной плавки / Н. А. Баринов, Э. К. Челушкин, Л. Д. Мечик [и др.] // Литейное производство. – 1967. – № 6. – С. 9–12.

32.Баринов, Н. А. Опыт эксплуатации вагранок с водяным охлаждением / Н. А. Баринов // Литейное производство. – 1955. – № 9. – С. 9.

33. Стальной лом в ваграночной шихте / Л. С. Волклвичер, Б. Э. Клецкин, В.
И. Черный [и др.] // Литейщик России. – 2004. – № 1. – С. 6–7.

34.Ваграночная плавка на шихте с повышенным содержанием передельного чугуна / Ю. П. Васик, А. Е. Спасский, Я. И. Гельбштейн [и др.] // Литейное производство. – 1976. – № 9. – С. 11–12.

35.Гнездов, Е. Н. Об улучшении работы вагранки / Е. Н. Гнездов // Литейное производство. – 2001. – № 12. – С. 25–27.

36. Грачев, В. А. Совершенствование ваграночной плавки чугуна на основе исследования шлакового режима / В. А. Грачев, В. Е. Бочкарев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 9. – С. 76–78.

37. Гриневич, А. В. Применение передельных чугунов в ваграночной шихте / А. В. Гриневич // Литейное производство. – 1981. – № 5. – С. 31.

38.Получение ваграночного чугуна СЧЗ0 / Е. В. Ковалевич, В. И. Сафонов,
Е. В. Кривицкий [и др.] // Литейное производство. – 1987. – № 9. – С. 14–15.

39.Кожекин, Б. Ф. Использование гранулированного ферросилиция при плавке чугуна в вагранке / Б. Ф. Кожекин, В. К. Кострыкин, А. В. Деменков // Литейное производство. – 1984. – № 8. – С. 34–35.

40.Каплуковский, Ю. А. Совершенствование процессов ваграночной плавки чугуна / Ю. А. Каплуковский, В. В. Семеленко, В. И. Цветков // Литейное производство. – 1982. – № 3. – С. 2–3.

41.Клецкин, Я. Г. Ваграночная плавка чугуна в литейных цехах за рубежом / Я. Г. Клецкин // Литейное производство. – 1981. – № 12. – С. 5–7.

42. Процесс плавки металлизированных железорудных окатышей в вагранке / В. М. Королев, С. Н. Леках, О. А. Белый [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1978. – № 1. – С. 173–176.

43. Использование конвертерного шлака в вагранках взамен известняка / М.
М. Перистый, Г. Я. Кулибабин, Н. М. Удод [и др.] // Литейное производство. – 1988. – № 9. – С. 29–30.

44. Пронин, Б. Н. Совершенствование технологии ваграночной плавки / Б. Н. Пронин, Г. И. Гладышевский, С. Н. Мажаева // Литейное производство. – 1986. – № 2. – С. 30–31.

45. Пронин, Б. П. Повышение производительности вагранки / Б. П. Пронин, А. В. Станкевич, Л. В. Самусенко // Литейное производство. – 1982. – № 3. – С. 26.

46. Саленко, Д. Ф. Ваграночная плавка на шихте с повышенным содержанием передельных чугунов / Д. Ф. Саленко // Литейное производство.– 1980. – № 9. – С. 32.

47.Получение высококачественных отливок из доэвтектического серого чугуна ваграночной плавки / А. Н. Сучков, Е. В. Кузнецов, В. Н. Пустовойт [и др.] // Литейное производство. – 2003. – № 10. – С. 13–15.

48.Heine Hans V. Wordclass producer of gray iron castings / V. Heine Hans ; Auburn Foundry Ina. // Foundry Manag and Technol. – 1990. – V. 118,  $\mathbb{N}$  9. – P. 30–37.

49.Ing Ichino. Tendances dans les fonderries japonaises / Ichino Ing // Hommes of Fondorie. – 1990. – № 206. – P. 25–36.

50.U. S. Foundrymen predict continuing sales growth // Foundry Manag and Technol. – 1989. – V. 117, № 1. – P. 28–32.

51.Intermet. Intermet corp reaches into the Midwest // Mod. Cast. – 1988. – V. 78, № 7. – P. 9.

52. Матюхин, В. И. Расчет и проектирование ваграночного комплекса плавки чугуна / В. И. Матюхин, А. В. Матюхин ; УФГАУ ВПО «Уральский Федеральный университет имени Б.Н. Ельцина». – Екатеринбург, 2015. – 364 с.

53.Совершенствование технологии шахтной плавки минерального сырья изменением активности кокса / В. И. Матюхин, М. И. Стуков, В. Б. Бабанин [и др.] // Кокс и химия. – 2014. – № 3. – С. 21–26.

54. Доменная плавка с использованием в шихте антрацита / А. М. Симанков, Ю. С. Юсфин, И. Э. Шепетовский [и др.] // Черные металлы. – 2011. – № 2. – С. 10–13.

55.Сталь на рубеже столетий / Л. Н. Белянчиков, Д. И. Бородин, Ю. С. Юсфин [и др.]. – Москва : МИСиС, 2001. – 664 с.

56. Страхов, В. М. Использование антрацита для выплавки чугуна в вагранках / В. М. Страхов, Н. Г. Гриценко // Кокс и химия. – 1997. – № 7. – С. 11–15.

57.Коксозаменяющие технологии в доменной плавке / В. П. Лялюк, И. Г. Товаровский, Д. А. Демчук [и др.]. – Днепропетровск : Пороги, 2006. – 276 с.

58. Антрацит и термоантрацит в шихте доменной плавки / В. П. Лялюк, И. Г. Товаровский, Д. А. Демчук [и др.]. – Днепропетровск : Пороги, 2008. – 245 с.

59. Жариков, Н. И. Плавка чугуна в вагранке на угле вместо кокса / Н. И. Жариков // Литейное дело. – 1961. – № 4. – С. 5 – 9.

60.Недопекин, А. Н. Каменный уголь пласта Мощного вместо кокса для вагранок / А. Н. Недопекин // Литейное дело. – 1941. – № 9. – С. 17 – 23.

61. Мариенбах, Л. М. О заменителях ваграночного кокса / Л. М. Мариенбах,
Ю. С. Сухарчук // Литейное производство. – 1953. – № 7. – С. 10–11.

62. Гасик, М. М. Исследование физических свойств термоантрацита при высокотемпературной прокалке антрацита / М. М. Гасик, М. И. Гасик // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – № 4. – С. 17–20.

63. Слободской, С. А. Особенности оценки механический свойств термоантрацита / С. А. Слободской // Кокс и химия. – 1997. – № 12. – С. 17–19.

64.Промышленное производство коксовых брикетов для выплавки чугуна в вагранках / С. А. Адыгезалов, С. П. Дворцов, Т. Н. Шемонаева [и др.] // Кокс и химия. – 2011. – № 1. – С. 22–25.

65.Иванова, В. А. Методика оценки качества литейного кокса / В. А. Иванова // Металлургия машиностроения. – 2011. – № 2. – С. 42–44.

66. Гайниева, Г. Р. Тенденции в изменении технологических свойств кокса /
Г. Р. Гайниева, Б. Д. Пьянков, В. П. Горбачев // Кокс и химия. – 1999. – № 1. – С.
16–18.

67. Дрейзин, Л. С. Пути усовершенствования ваграночного кокса / Л. С. Дрейзин // Литейное производство. – 1955. – № 12. – С. 6.

68. Лакомский, В. И. О температурной зависимости электросопротивления термоантрацита / В. И. Лакомский, С. В. Кутузов // Современная электрометаллургия. – 2006. – № 1. – С. 41–44.

69. Мариенбах, Л. М. Новые виды ваграночного топлива / Л. М. Мариенбах // Литейное производство. – 1959. – № 3. – С. 3.

70. Мирошниченко, Д. В. Элементный состав каменных углей и антрацитов как основа моделирования их свойств / Д. В. Мирошниченко // Кокс и химия. – 2003. – № 4. – С. 3–7.

71. Нефедов, П. Я. Качество и эффективность использования литейного кокса в вагранках / П. Я. Нефедов, В. М. Страхов // Кокс и химия. – 2003. – № 7. – С. 16–26.

72. Сухарчук, Ю. С. Пути повышения эффективности использования кокса в вагранках / Ю. С. Сухарчук, А. К. Юдкин // Литейное производство. – 1989. – № 4. – С. 23–24.

73. Старовойт, А. Г. Еще раз о качестве кокса / А. Г. Старовойт // Металлургия и горнорудная промышленность. – 2003. – № 2. – С. 4–9.

74. Мариенбах, Л. М. Применение местных топлив и заменителей кокса при плавке чугуна / Л. М. Мариенбах. – Москва : ГНТИ, 1943. – 128 с.

75.Гофтман, М. В. К вопросу улучшения качества ваграночного кокса / М.
В. Гофтман, В. И. Буторин // Литейное производство. – 1956. – № 11. – С. 5–7.

76. Мирошниченко, Г. К. Плавка чугуна в вагранке с применением термоантрацитовых брикетов / Г. К. Мирошниченко, Д. М. Светличный, Ю. А. Жебокрицкий // Литейное производство. – 1967. – № 3. – С. 4–5.

77.Коксобрикеты для вагранок / П. Я. Нефедов, В. П. Чернобровкин, В. П. Катарин [и др.] // Литейное производство. – 1965. – № 3. – С. 6–7.

78.Махорин, К. Е. К вопросу производства ваграночного термоантрацита / К. Е. Махорин // Литейное производство. – 1954. – № 8. – С. 30–31.

79.Энценбах, Т. Вагранки и другие топливные печи для выплавки чугуна /
 Т. Энценбах // Литейщик России. – 2010. – № 6. – С. 14–21.

80. Иванова, В. А. Метод испытания для определения истираемости и абразивной способности литейного кокса / В. А. Иванова, К. Н. Вдовин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2016. – Т. 59. № 3. – С. 149–153.

81. Титов, В. В. Зависимость показателя CSR от прочности пористого тела кокса CBS и химического состава его золы / В. В. Титов, О. С. Морозов, В.И Юхименко // Кокс и химия. – 2004. – № 12. – С. 21–22.

82. Гнездов, Е. Н. О способах снижения реакционной способности кокса / Е.
Н. Гнездов // Литейное производство. – 2005. – № 8. – С. 25–28.

83.Совершенствование технологии шахтной плавки минерального сырья изменением активности кокса / В. И. Матюхин, М. И. Стуков, В. Б. Бабанин [и др.] // Кокс и химия. – 2014. – № 3. – С. 21–26.

84.Замковой, И. Е. Влияние качества кокса на работу литейной вагранки /
И. Е. Замковой // Литейное производство. – 1962. – № 5. – С. 35–36.

85.Качан, А. Д. Влияние качества кокса на процессы ваграночной плавки и свойства вагранок / А. Д. Качан, Ю. А. Чирво // Литейное производство. – 1975. – № 4. – С. 10–11.

86.Горфинкель, В. М. Определение оптимальных параметров вагранок методами математической статистики / В. М. Горфинкель, В. П. Чернобровкин // Литейное производство. – 1969. – № 1. – С. 15–17.

87.Струков, А. Н. Влияние свойств кокса на процесс плавки чугуна в вагранке / А. Н. Струков // Литейное производство. – 1957. – № 5. – С. 17–20.

88. Лисиенко, В.Г. Топливо. Рациональное сжигание, управление и технологическое использование : в 3 кн. Кн. 1 / В. Г. Лисиенко, Я. М. Щелоков, М. Г. Ладыгичев / под ред. В. Г. Лисиенко. – Москва : Теплотехник, 2003. – 608 с.

89.Металлургия чугуна / под. ред. Ю. С. Юсфина. – Москва : Академкнига, 2004. – 774 с.

90. Товаровский, И. Г. Доменная плавка / И. Г. Товаровский. – Днепропетровск : Пороги, 2009. – 768 с.

91. Ярошевский, С.Л. Выплавка чугуна с применением пылеугольного топлива / С. Л. Ярошевский. – Москва : Металлургия, 1988. – 176 с.

92.Большаков, В.И. Технология высокоэффективной энергосберегающей доменной плавки / В. И. Большаков. – Киев : Наукова думка, 2007. – 412 с.

93. Бабич, А. И. Интенсификация использования пылеугольного топлива в доменной плавке / А. И. Бабич, С. Л. Ярошевский, В. П. Терещенко. – Киев : Техніка, 1993. – 200 с.

94. Мачикин, В. И. Плавка чугуна с вдуванием пылеугольного топлива в вагранку / В. И. Мачикин, А. Г. Дилоян, Г. Н. Сидоренко // Литейное производство. – 1985. – № 5. – С. 32–33.

95.Сафронов, Н. Н. Эффективность вдувания дополнительного топлива через фурмы вагранки / Н. Н. Сафронов, Л. А. Герасимов, Н. И. Шакин // Литейное производство. – 1985. – № 8. – С. 28–29.

96.Шевчук, П. Т. Плавка чугуна в вагранке с импульсной подачей струи / П. Т. Шевчук, Т. Я. Таран // Литейное производство. – 1987. – № 11. – С. 27–28.

97.Шевчук, П. Т. Использование чугунной стружки в ваграночной плавке / П. Т. Шевчук Т. Я. Таран // Литейное производство. – 1985. – № 9. – С. 27–28.

98. Лисиенко, В. Г. Совершенствование и повышение эффективности энерготехнологий и производств (интегрированный энерго-экологический анализ: теория и практика) : в 2 т. Т. 1 / В. Г. Лисиенко. – Москва : Теплотехник, 2008. – 688 с.

99. Лисиенко, В. Г. Хрестоматия энергосбережения : в 2 кн. Кн. 1 / В. Г. Лисиенко, Я. М. Щелоков, М. Г. Ладыгичев. – Москва : Теплоэнергетик, 2005. – 688 с.

100. Шаргут, Я. Теплоэнергетика в металлургии (балансы энергии и эксергии) / Я. Шаргут. – Москва : Металлургия, 1976. – 152 с.

101. Степанов, В. С. Эффективность использования энергии / В. С. Степанов, Т. Б. Степанов. – Новосибирск : Наука. Сибирская издательская фирма, 1994. – 257 с.

102. Бродянский, В. М. Эксергетический метод и его приложения / В. М. Бродянский, В. Фратшер, К. Михалек. – Москва : Энергоатомиздат, 1988. – 288 с.

103. Эксергетический анализ работы доменной печи на комбинированном дутье. – Москва, 1990. – 46 с.

104. Чайка, А. Л. Эксергетический анализ доменной плавки с использованием пылеугольного топлива / А. Л. Чайка, А. А. Сохацкий, А. А. Москалина // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2014. – № 4. – С. 68–70.

105. Тепло- и массообмен в плотном слое / Б. И. Китаев, В. Н. Тимофеев, Б. А. Боковиков [и др.]. – Москва : Металлургия, 1972. – 432 с.

106. Китаев, Б. И. Теплообмен в доменной печи / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, Б. П. Лазарев. – Москва : Металлургия, 1966. – 354 с.

107. Теплотехника доменного процесса / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, Е. Л. Суханов [и др.]. – Москва : Металлургия, 1978. – 248 с.

108. Китаев, Б. И. Теплообмен в шахтных печах / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, В. Д. Сучков. – Москва : Металлургия, 1957. – 304 с.

109. Лисиенко, В. Г. Теплофизика металлургических процессов : учебное пособие для вузов / В. Г. Лисиенко, В. И. Лобанов, Б. И. Китаев ; под ред. В. Г. Лисиенко. – Москва : Металлургия, 1982. – 239 с.

110. Тепловая работа шахтных печей и агрегатов с плотным слоем / Я. М. Гордон, Б. А. Боковиков, В. С. Швыдкий, Ю. Г. Ярошенко. – Москва : Металлургия, 1989. – 120 с.

111. Теплообмен и повышение эффективности доменной плавки / Н. А. Спирин, Ю. Н. Овчинников, В. С. Швыдкий, Ю. Г. Ярошенко. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 1995. – 243 с.

112. Вулис, Л. А. Тепловые режимы горения / Л. А. Вулис. – Москва : Госэнергоиздат, 1954. – 281 с.

113. Франк-Каменецкий, Д. А. Диффузия и теплопередача в химической кинетике / Д. А. Франк-Каменецкий. – Москва : Наука, 1987. – 302 с.

114. Чуханов, З. Ф. Некоторые проблемы топлива и энергетики / З. Ф. Чуханов. – Москва : АН СССР, 1961. – 478 с.

115. Основы практической теории горения / под ред. В. В. Померанцева. – Ленинград : Энергия, 1973. – 254 с.

116. Бартльме, Ф. Газодинамика горения / Ф. Бартльме. – Москва : Энергоиздат, 1981. – 279 с.

117. Горбис, З. Ф. Теплообмен и гидродинамика дисперсных сквозных потоков / З. Ф. Горбис. – Москва : Энергия, 1976. – 423 с.

118. Аэров, М. Э. Аппараты со стационарным зернистым слоем / М. Э. Аэров, О. М. Тодес, Д. А. Наринский. – Ленинград : Химия, 1979. – 175 с.

119. Гольдштик, М. А. Процессы переноса в зернистом слое / М. А. Гольдштик. – Новосибирск : АН СССР. Сибир. отд. Ин-т теплофизики, 1984. – 184 с.

120. Лейбензон, Л. С. Движение природных жидкостей и газов в пористой среде / Л. С. Лейбензон. – Москва : Гостехиздат, 1947. – 243 с.

121. Гордон, Я. М. Механика движения материалов и газов в шахтных печах / Я. М. Гордон, Е. В. Максимов, В. С. Швыдкий. – Алма-Ата : Наука, 1989. – 144 с.

122. Лисиенко, В. Г. Улучшение топливо-использования и управление теплообменом в металлургических печах / В. Г. Лисиенко, В. В. Волков, Ю. К. Маликов. – Москва : Металлургия, 1988. – 231 с.

123. Тарасов, В. П. Газодинамика доменного процесса / В. П. Тарасов. – Москва: Металлургия, 1982. – 224 с.

124. Мариенбах, Л. М. Интенсификация ваграночного процесса / Л. М. Мариенбах. – Москва : ГНТИ, 1964. – 386 с.

125. Грачев, В. А. Физико-химические основы плавки чугуна / В. А. Грачев. – Саратов : Изд-во Саратов. гос. ун-та, 1981. – 212 с.

126. Баринов, Н. А. Водоохлаждаемые вагранки и их металлургические возможности / Н. А. Баринов. – Москва : Машиностроение, 1964. – 224 с.

127. Сухарчук, Ю. С. Плавка чугуна в вагранках / Ю. С. Сухарчук, А. К. Юдкин. – Москва : Машиностроение, 1989. – 145 с.

128. Вагранки с подогревателями дутья ПЗГ-1, ПЗГ-2 // Литейное производство. – 1964. – № 11. – С. 46–47.

129. Чернышов, Е. А. Плавильные печи литейных цехов. Ч. 1. Вагранка / Е. А. Чернышов. – Нижний Новгород: Нижегородский гос. техн. ун-т, 2011. – 196 с.

130. Giesserei 78. – 1991. – № 12. – P. 408 – 411.

131. Transactions of Japan Foundrymen 's Society 14. – 1995. – № 12. – P. 31– 37. 132. Нинуа, Н. Е. Регенеративный подогрев воздуха в вагранках / Н. Е.
Нинуа, В. Т. Кумсков, К. Ф. Аксенов // Литейное производство. – 1959. – № 9. – С.
27–29.

133. Клецкин, Я. Г. Ваграночная плавка чугуна в литейных цехах за рубежом / Я. Г. Клецкин // Литейное производство. – 1981. – № 12. – С. 5–6.

134. Арутюнов, В.А. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей / В.А. Арутюнов, В.В. Бухмиров, С.А. Крупенников. – М.: Металлургия, 1990. – 239 с.

135. Андреев, В. В. Вагранка со встроенным радиационным рекуператором /
В. В. Андреев, В. Ф. Носенко, П. П. Савченко // Литейное производство. – 1971. –
№ 4. – С. 19–20.

136. Гольцман, В. И. Опыт работы блока вагранок с использованием тепла ваграночных газов для подогрева дутья / В. И. Гольцман, В. Н. Струков // Литейное производство. – 1977. – № 2. – С. 40–41.

137. Худзикевич, Р. Рекуператоры, вмонтированные в дымовую трубу вагранки / Р. Худзикевич, Т. Кукула, С. Кубиньски // Литейное производство. – 1962. – № 10. – С. 20–21.

138. Андреев, В. В. Проектирование вагранок с подогревом дутья во встроенных радиационных рекуператорах / В. В. Андреев, В. Ф. Носенко, П. П. Суровенко // Тр. межотраслевого науч.-исслед. и проектно-технол. ин-та по автоматизации и механизации машиностроения. – 1971. – Вып. 7. – С. 24 – 35. – Реф. : РЖ Технология машиностроения / ВИНИТИ. – 1971. – 12Г145.

139. Андреев, В. В. Опыт проектирования и исследование радиационного рекуператора, встроенного в вагранку / В. В. Андреев // Материалы предстоящей юбил. науч.-техн. конф. по литейному производству : сборник / Сиб. металлург. ин-т. – Новокузнецк : СМИ, 1970. – С. 157–171.

140. Андреев, В. В. Вагранка со встроенным радиационным рекуператором /
В. В. Андреев, В. Ф. Носенко, П. П. Савченко // Литейное производство. – 1971. –
№ 4. – С.19–20.

141. Бучин, Р. Вагранка с радиационным рекуператором / Р. Бучин, В. Носенко // Тр. межотраслевого науч.-исслед. и проект.-технол. ин-та по автоматизации и механизации машиностроения. – 1966. – Вып. 3. – С. 12–17. – Реф. : РЖ Технология машиностроения / ВИНИТИ. – 1971. – 11Г155.

142. Комаров, А. Р. Подогрев дутья вагранок / А. Р. Комаров // Литейное производство. – 1959. – № 4. – С. 8–9.

143. Рекуператоры для промышленных печей / Б. П. Тебеньков. – Москва : Металлургия, 1975. – 296 с.

144. Леви, Л. И. Кислород в процессе получения чугунного литья / Л. И. Леви. – Москва: Машгиз, 1955. – 275 с.

145. Гиршович, Н. Г. Прогрессивные процессы в литейном производстве / Н. Г. Гиршович, М. А. Иоффе. – Ленинград : ЛДНТП, 1956. – 254 с.

146. Ефименко, Г. Г. Металлургия чугуна / Г. Г. Ефименко, А. А. Гиммельфарб, В. Г. Левченко. – Киев : Высшая школа, 1988. – 351 с.

147. Дубицкий, Г. М. Периодическое внедрение кислорода в фурмы при плавке в вагранках большой производительности / Г. М. Дубицкий // Машиностроение : сб. 17-ой Всесоюз. конф. литейщиков. – Москва : 1966. – С. 123–128.

148. Дубицкий, Г. М. Периодическое введение кислорода в фурмы крупных вагранок / Г. М. Дубицкий // Тр. Уральского политехн. ин-та : сборник. – 1964. – № 137. – С. 102–111.

149. Кривандин, В. А. Металлургические печи / В. А. Кривандин, Б. Л. Марков. – Москва : Металлургия, 1967. – 672 с.

150. Азарх, М. Л. Применение обогащения дутья кислородом на вагранке диаметром 300 мм / М. Л. Азарх // Литейное производство. – 1958. – № 3. – С. 27.

151. Иленхо, С. Ф. Применение кислорода при ваграночной плавке / С. Ф. Иленхо // Литейное производство. – 1954. – № 7. – С. 32.

152. Опыт применения кислорода в ваграночной плавке / Е. В. Ковалевич, И. Н. Тимофеев, Е. В. Кривицкий [и др.] // Литейное производство.– 1985.– № 8. – С. 30.

153. Применение кислорода в коксогазовых вагранках / Л. А. Большаков, Л. А. Щегловитов, В. Я. Островский [и др.] // Литейное производство. – 1971. – № 6. – С. 6–8.

154. British Foundrym 77. – 1984. – № 5. – P. 265–269.

155. Betriebskostensenkung und Leistungssteigerung von Kupolofen Durch Nachrustung Fur Das Impulsverfahren // Giesserei 88. – 2001. – № 1. – P. 68.

156. Technische Umschau – S.I.P–Sequence-Injection-Process fur Schochtofen // Giesserei 90. – 2003. – № 4. – P. 120–121.

157. Hightech-Innovationen aus einem Guss // Giesserei 94. – 2007. – № 6. – P. 76– 78.

158. Gleichdruckgeregeltes Aljet CSI-Verfahren // Giesserei 94. – 2007. – № 6. – P. 244–249.

159. Селянин, И. Ф. Модернизация фурменного пояса вагранки / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, В. И. Шараев // Литейное производство. – 1982. – № 5. – С. 27.

160. Riposan, J. Cubilou cu dona finduri de duri de aer, cu alimentare cu ear in regim ontimizat / J. Riposan, L. Sofroni // Metalurgia (RSR). – 1987. – V. 39, № 9. – P. 458–464.

161. Бабушкин, Л. С. Опыт применения двойного дутья в ваграночной плавке / Л. С. Бабушкин, Л. И. Чистякова // Литейное производство. – 1988. – № 2. – С. 32–33.

162. Промышленное освоение вагранок с расширенной зоной горения / И.
Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, В. Д. Головко [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия.
– 1993. – № 4. – С. 32–34.

163. Селянин, И. Ф. Аэродинамика и конструктивные параметры вагранок с расширенной зоной горения / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс // Литейное производство. – 1987. – № 12. – С. 23–25.

164. А.с. 1132130 СССР, МКИ 3 F27B1/16. Вагранка / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, Н. Г. Горбунов [и др.]; Сиб. ордена Трудового Красного Знамени мет. инт им. Серго Орджоникидзе. – № 3607914/22; заявл. 20.06.83.

165. Линчевский, В. Н. Топливо и его сжигание / В. Н. Линчевский. – Москва : Металлургиздат, 1959. – 398 с.

166. Пожидаев, С. А. Работа вагранки с расширенной зоной горения // С. А. Пожидаев, Ю. С. Сухарчук, Л. А. Немцов // Литейное производство. – 1980. – № 7. – С. 7–9.

167. А.с. 1615512 СССР, МКИ 5 F27B1/00. Вагранка / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, В. Д. Головко [и др.] ; Сиб. мет. ин-т им. Серго Орджоникидзе. – № 4424255/27-02 ; заявл. 12.05.88.

168. Использование энергии акустического поля для улучшения показателей тепловой работы шахтных печей / В. И. Матюхин, Ю. Г. Ярошенко, О. В. Матюхин [и др.] // Цветные металлы. – 2013. – № 8. – С. 64–70.

169. Решение актуальных проблем совершенствования тепловой работы слоевых печей и установок с плотным слоем теплотехническими методами / В. И. Матюхин, Ю. Г. Ярошенко, А. В. Матюхин [и др.] // Металлургия: технологии, управление, инновации, качество : тр. XVIII Всерос. научно-практ. конф. / под ред. Е. В. Протопопова ; Сиб. гос. индустр. ун-т. – Новокузнецк : Изд. центр СибГИУ, 2015. – С. 317–325.

170. Лисиенко, В. Г. Топливо. Рациональное сжигание, управление и технологическое использование : в 3 кн. Кн. 2 / В. Г. Лисиенко, Я. М. Щелоков, М. Г. Ладыгичев ; под ред. В. Г. Лисиенко. – Москва : Теплотехник, 2004. – 832 с.

171. Математические модели оптимального использования ресурсов в доменном производстве / А. В. Бородулин, Х. Н. Гизатуллин, А. Д. Обухов [и др.]. – Свердловск : УНЦ АН СССР, 1985. – 148 с.

172. Элементы теории систем и численные методы моделирования процессов тепломассопереноса / В. С. Швыдкий, Н. А. Спирин, М. Г. Ладыгичев [и др.]. – Москва : СП «Интермет Инжиниринг», 1999. – 530 с.

173. Компьютерные методы моделирования доменного процесса / О. П. Онорин, Н. А. Спирин, В. Л. Терентьев [и др.]. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2005. – 301 с.

174. Основы теории и технологии доменной плавки / А. Н. Дмитриев, Н. С. Шумаков, Л. И. Леонтьев, О. П. Онорин. – Екатеринбург : УрО РАН, 2005. – 545 с.

175. Клименко, В. А. Основы физики доменного процесса / В. А. Клименко, Л. С. Токарев. – Челябинск : Металлургия, 1991. – 288 с.

176. Познание процессов доменной плавки / под ред. В. И. Большакова, И.Г. Товаровского. – Днепропетровск : Пороги, 2006. – 439 с.

177. Суханов, Е. Л. Определение методом моделирования показателей доменного процесса при изменении условий плавки / Е. Л. Суханов, С. А. Загайнов, Ю.О. Раев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1989. – № 8. – С. 129–133.

178. Разработка математической модели с переменной структурой для анализа и прогноза показателей работы доменной печи на основе отчетных данных / Л. Ю. Гилева, Ю. Г. Ярошенко, С. А. Загайнов, Е. Л. Суханов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1993. – № 4. – С. 51–55.

179. Разработка и внедрение математического и программного обеспечения для гибких технологических режимов работы доменных печей / С. А. Загайнов, О. П. Онорин, Л. Ю. Гилева [и др.] // Сталь. – 2000. – № 9. – С. 12–14.

180. Современные принципы построения математической модели доменного процесса для решения технологических задач / С. А. Загайнов, О. П. Онорин, Н. А. Спирин, Ю. Г. Ярошенко // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2003. – № 12. – С. 3–7.

181. Черный, А. А. Моделирование вагранок и печных процессов на основе теории подобия / А. А. Черный. – Пенза : Пензенский гос. ун-т, 2008. – 23 с.

182. Черный, А. А. Математическое моделирование в литейном производстве / А. А. Черный. – Пенза : Информ.-изд. центр ПГУ, 2007. – 192 с.

183. Черный, А. А. Эффективное математическое моделирование в литейном производстве / А. А. Черный. – Пенза : ПГУ, 2010. – 251 с.

184. Ruschitzka Ludwig, M – Poland. Btitrag zur ubertragbarkeitsproble – matik von schmelzergebnissen beim // Giesserei – technik. – 1989. – № 1. – P. 18–21.

185. Shi Fu. Чжунго чжуцен // China Foundry Mach. – 1987. – Nov. – Р. 14–19.

186. Косников, Г. А. Расчет основных параметров процесса получения чугуна для отливок / Г. А. Косников. – Ленинград : ЛПИ, 1989. – 48 с.

187. Ruhenbeck, W. Mathematieses model das kupolofenprozesses. Vorgleich Von Rechnung und Mensungen / W. Ruhenbeck, R. Gunther // Giessereiforchung. – 1973. – № 2. – P. 47–59.

188. Селянин, И. Ф. Определение производительности и температуры чугуна в зависимости от высоты вагранки на математических моделях / И. Ф. Селянин // Новые металлург. технологии и оборудование : материалы семинарасовещ. исполнителей программы «Сибирь» / АН СССР. – Новосибирск, 1988. – С. 66–68.

189. Куценко, А. И. Математическая модель ваграночной плавки / А. И. Куценко // Повышение эффективности литейного производства в 13-й пятилетке. – Ленинград : Ленинград. дом науч.-техн. пропаганды, 1989. – С. 40–43.

190. Селянин, И. Ф. Расчет теплотехнических параметров ваграночной плавки с помощью ЭВМ / И. Ф. Селянин // Технологическая теплофизика. Раздел 1. Методы теплофизических исследований. – Тольятти : ТПИ, 1988. – С. 14–15.

191. Селянин, И. Ф. Численное моделирование процессов в шахтных печах малого диаметра / И. Ф. Селянин, И. В. Романов // Повышение эффективности литейного производства: материалы науч.-техн. конф. – Ленинград : Ленингр. дом НТП, 1990. – С. 30–34.

192. Кукарцев, А. С. К вопросу о зависании расплава в слое шихты доменной печи / А. С. Кукарцев, Б. И. Китаев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1962. – № 12. – С. 20–27.

193. Godinot, P. The economic future of cupola furnace // Proceedings of the 2d international cupola conference, Trier, 18-19 March, 2004. – Trier, 2004. – March.

194. Баккер, И. Опыт эксплуатации вагранки, оборудованной системами автономного контроля / И. Баккер // 40-й междунар. конгресс литейщиков. – Москва : НИИМАШ, 1975. – С. 130–154.

195. Технология плавки в вагранках с горячим дутьем при использовании излучательного рекуператора // Промышленность санитарно–технического оборудования. – Москва, 1968. – № 7. – С. 22–30.

196. Мариенбах, Л.М. Механизация и автоматизация процессов плавки чугуна в вагранке / Л.М. Мариенбах, А.М. Шапиро.– Москва : Машиностроение, 1968. – 210 с.

197. Грачев, В. А. Современные методы плавки чугуна / В. А. Грачев, А. А. Черный. – Саратов : Приволж. кн. изд-во, 1973. – 342 с.

198. Сухарчук, Ю. С. Взаимосвязь параметров плавки в вагранках большой производительности / Ю. С. Сухарчук, Б. П. Благонравов, Е. Б. Краковский // Литейное производство. – 1965. – № 1. – С. 15–17.

199. Справочник по чугунному литью / под ред. Н. Г. Гиршовича. – Ленинград : Машиностроение, 1978. – 758 с.

200. Качан, А. Д. Влияние качества кокса на процессы ваграночной плавки и свойства отливок / А. Д. Качан, Ю. А. Чирво // Литейное производство. – 1975. – № 4. – С. 10–11.

201. Михеев, М. А. Основы теплопередачи / М. А. Михеев, И. М. Михеева. – Москва : Энергия, 1977. – 314 с.

202. Преображенский, В. П. Теплотехнические измерения и приборы / В. П. Преображенский. – Москва : Энергия, 1987. – 703 с.

203. Гиршович, Н. Г. Чугунное литье / Н. Г Гиршович. – Москва : Металлургиздат, 1949. – 706 с.

204. Селянин, И. Ф. Ваграночный процесс с оптимальным распределением дутья по высоте зоны горения / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс ; Сиб. гос. горнометал. акад. – Новокузнецк : Изд-во СибГГМА. – 1996. – 218 с.

205. Пожидаев, С. А. Работа вагранки с расширенной зоной горения / С. А. Пожидаев, Ю. С. Сухарчук, Л. А. Немцов // Литейное производство. – 1980. – № 7. – С. 7–9.

206. Экспериментальное исследование газообразования в слое кокса холостой колоши вагранки с расширенной зоной горения / И. Ф. Селянин, Г. Л.

Маркс, Л. М. Вальдман [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 10.– С. 74–77.

207. Аксенов, П. Н. К вопросу о взаимосвязи основных параметров ваграночного процесса / П. Н. Аксенов, Г. К. Решетников // Изв. вузов. Машиностроение. – 1964. – № 1. – С. 5–14.

208. Конаков, П. К. Теория подобия и ее применение в теплотехнике / П. К. Конаков. – Москва : Гос. энергет. изд-во, 1959. – 208 с.

209. Брилах, М. М. Модернизация вагранок / М. М. Брилах, В. М. Горфинкель. – Москва : Машиностроение, 1966. – 173 с.

210. Феоктистов, А. В. Анализ сил, действующих на коксовую или угольную топливную насадку в шахтных печах малого диаметра (вагранках) / А. В. Феоктистов, О. Г. Модзелевская // Изв. вуз. Черная металлургия. – 2014. – № 4. – С. 29–34.

211. Чапыгин, Ю. В. Использование природного газа при плавке чугуна / Ю.В. Чапыгин, А. Е. Еринов. – Киев : Наукова думка, 1976. – 238 с.

212. Богданди, Л.Ф. Восстановление железных руд / Л. Ф. Богданди, Г. Ю. Энгель. – Москва : Металлургия, 1971. – 519 с.

213. Численное моделирование в аэрогидродинамике / под ред. Г. Г. Черного. – Москва : Наука, 1986. – 262 с.

214. Доменное производство : справ. изд. : в 2 т. Т. 1. Подготовка руд и доменный процесс / под ред. Е. Ф. Вегмана. – Москва : Металлургия, 1989. – 496 с.

215. Грунтоведение / под ред. Е. А. Сергеева. – Москва : Изд-во МГУ, 1971. – 595 с.

216. Ярошевский, С. Л. Выплавка чугуна с применением пылеугольного топлива / С. И. Ярошевский. – Москва : Металлургия, 1988. – 176 с.

217. Левин, Л. М. Исследования по физике грубодисперсных аэрозолей / Л. М. Левин. – Москва : Изд-во АН СССР, 1961. – 225 с.

218. Гупало, Ю. П. О некоторых закономерностях псевдосжиженного слоя и стесненного падения / Ю. П. Гупало // ИФЖ. – 1962. – № 2. – С. 105–108.

219. Дзядэно, А. М. Пневматический транспорт на зерноперерабатывающих предприятиях / А. М. Дзядэно, А. С. Кеммер. – Москва : Колос, 1967. – 272 с.

220. Селянин, И. Ф. Разработка и исследование ваграночного комплекса для плавки чугуна и его оптимизация по конструктивным и технологическим параметрам : автореф. дис. ... докт. техн. наук : 05.16.04 / И. Ф. Селянин ; СибГГМА. – Новокузнецк, 1993. – 32 с.

221. Селянин, И. Ф. К расчету состава ваграночных газов по заданной полноте горения твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, О. Г. Ротенберг // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 8. – С. 67–68.

222. Теоретические основы обогащения дутья кислородом в ваграночном процессе / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, В. В. Пашков [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 12. – С. 42–45.

223. Лавров, Н. В. Физико-химические основы горения и газификации топлива / Н. В. Лавров. – Москва : Металлургиздат, 1957. – 288 с.

224. Селянин, И. Ф. Влияние влажности и нагрева дутья на интенсификацию технологического процесса в шахтных печах / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2010. – № 8. – С. 35–37.

225. Рамм, А. Н. Современный доменный процесс / А. Н. Рамм. – Москва : Металлургия, 1980. – 304 с.

226. Готлиб, А. Д. Доменный процесс / А. Д. Готлиб. – Москва : Металлургия, 1996. – 504 с.

227. Геометрические размеры лабораторных вагранок, шихты и топлива / И.Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Заготовительные производства в машиностроении. – 2008. – № 4. – С. 10–11.

228. Селянин, И. Ф. Лабораторный комплекс для исследования ваграночного процесса / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Ползуновский альманах. – Барнаул : АлтГТУ, 2010. – № 1. – С. 207–209.

229. Селянин, И. Ф. Шахтная печь малого диаметра для исследования ваграночного процесса / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2010. – № 8. – С. 54–56. 230. Селянин, И. Ф. Шахтная печь малого диаметра / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Современная металлургия начала нового тысячелетия : сб. науч. тр. – Липецк : Изд-во ЛГТУ, 2010. – Ч. 1. – С. 230 – 234.

231. Основные подходы к определению конструкции лабораторных вагранок / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Вестник горнометаллург. секции Рос. акад. естеств. наук. Отд-ние металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т; под ред. проф. Г. В. Галевского. – Новокузнецк, 2008. – Вып. 21. – С. 33–35.

232. Селянин, И. Ф. К расчету объема зон горения в шахтных печах / И. Ф. Селянин, А. И. Степанов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1987. – № 12.– С. 12– 14.

233. Определение номинальных характеристик воздуходувных средств на стадии проектирования ваграночной установки / А. В. Феоктистов, И. Ф. Селянин, С. А. Бедарев [и др.] // Литейщик России. – 2010. – № 2. – С. 34–37.

234. Идельчик, М. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / М. Е. Идельчик. – Москва : Машиностроение, 1975. – 558 с.

235. Справочник по гидравлическим расчетам / под ред. П. Г. Киселева. – Москва : Энергия, 1974. – 373 с.

236. Механика движения материалов в шахтных печах и высота коксовой насадки / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Заготовительные производства в машиностроении. – 2008. – № 9. – С. 9–11.

237. Коэффициенты сопротивления плотного слоя материалов ваграночной плавки / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, А. И. Куценко [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1993. – № 11. – С. 51–54.

238. О расчете технологических параметров ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе» / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Литейщик России. – 2011. – № 12. – С. 28–30.

239. Теплотехнический расчет рекуператора для ваграночного комплекса /
И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Литейщик России. – 2012.
– № 10. – С. 33–36.

240. Феоктистов, А. В. Опыт эксплуатации ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе» / А. В. Феоктистов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2012. – № 12. – С. 68–69.

241. Пат. 89682 Российская Федерация, МПК F27B1/00, F23L15/04. Рекуператор вагранки / В. В. Пашков, И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «СибГИУ». – № 2009128152/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09. – 2 с.; 1 л. ил.

242. Пат. 89683 Российская Федерация, МПК F27B1/00. Рекуператор вагранки / В. В. Пашков, И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «Сиб-ГИУ». – № 2009128151/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09. – 2 с.; 1 л. ил.

243. Пат. 89684 Российская Федерация, МПК F27B1/00. Рекуператор вагранки / В. В. Пашков, И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «Сиб-ГИУ». – № 2009128149/22; заявл. 21.07.09; опубл. 10.12.09. – 2 с.; 1 л. ил.

244. Пат. 99135 Российская Федерация, МПК F28D1/00. Рекуператор вагранки / И. Ф. Селянин, В. В. Пашков, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «Сиб-ГИУ». – № 2010125296/02; заявл. 18.06.2010; опубл. 10.11.10. – 2 с.; 1 л. ил.

245. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ. 2011617034 Российская Федерация. Расчет технологических параметров ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе» / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.]; заявл. 12.07.11; зарег. 09.09.11.

246. Тебеньков, Б. П. Рекуператоры для промышленных печей / Б. П. Тебеньков. – Москва : Металлургия, 1967. – 356 с.

247. Расчет нагревательных и термических печей: справочник / под ред. В. М. Тымчака. – Москва : Металлургия, 1983. – 480 с.

248. Геометрические параметры шахтных печей, определенные по критериям конвективного теплообмена / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Заготовительные производства в машиностроении. – 2009. – № 1. – С. 11–13. 249. Об определении расчетным путем высоты шахтных печей / И. Ф. Селянин, А. И. Степанов, В. А. Долинский [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1997. – № 2. – С. 10–13.

250. Финдлей, Р. А. Системы с твердым теплоносителем / Р. А. Финдлей, Гойнс // Новейшие достижения нефтехимии : сборник. – Москва : Гостехиздат, 1961. – Т. 2. – С. 92 – 97.

251. Tomas, G. T. A review of fluid to particle heat transfer in packed and moving beds : preprint. / G. T. Tomas, H. Reintjes // Nat Heat Transfer Conf. Amer. Inst. Chem. Eng. – 1960. –  $\mathbb{N}$  1.

252. Пат. 96963 Российская Федерация, МПК G01N1/18, G01N33/22. Лабораторная установка для исследования прочности твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. И. Куценко, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». – № 2010110764/22; заявл. 22.03.2010; опубл. 20.08.2010. – 2 с.; 1 л. ил.

253. Пат. 2438124 Российская федерация, МПК GO 133/22. Способ определения прочности твердого топлива и устройство для ее определения / И. Ф. Селянин, А.И. Куценко, В. В. Пашков, А. В. Феоктистов [и др.]. – № 2010110979. 28 ; заявл. 22.03.2010 ; опубл. 27.09.2011. Бюл. № 27.

254. Пат. 106953 Российская Федерация, МПК G01N1/18. Установка для определения прочности твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. И. Куценко, А. В. Феоктистов [и др.] ; ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». – № 2010148931/05 ; заявл. 30.11.2010 ; опубл. 27.07.2011. – 2 с. ; 1 л. ил.

255. Пат. 102386 Российская Федерация, МПК G01N33/22. Установка для определения прочности твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. И. Куценко, А.В. Феоктистов, [и др.]; ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный». – № 2010140641/15, заявл. 04.10.2010; опубл. 27.02.2011. – 2 с.; 1 л. ил.

256. Пат. 99616 Российская Федерация, МПК G01N33/22. Лабораторная установка для исследования прочности твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. И. Ку-

ценко, А. В. Феоктистов [и др.]; ГОУ ВПО «СибГИУ». – № 2010110765/05, заявл. 22.03.2010; опубл. 20.11.2010. – 2 с. ; 1 л. ил.

257. Пат. 2438124 Российская Федерация, МПК G01N33/22. Способ определения прочности твердого топлива и устройство для ее определения / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, А. И. Куценко [и др.] ; ГОУ ВПО «СибГИУ». – № 2010110979/28, заявл. 22.03.2010 ; опубл. 27.12.2011. – 2 с. ; 2 л. ил.

258. Свидетельство о государственной регистрации базы данных № 2012620487 Российская Федерация. Определение прочности твердого топлива при горении в шахтных печах / А. В. Феоктистов, И. Ф. Селянин, С. А. Бедарев [и др.] ; ФГБОУ ВПО «СибГИУ». – № 2012620227 ; заявл. 02.04.12 ; зарегистр. 30.05.12.

259. Установка и методика определения прочностных характеристик твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Литейное производство сегодня и завтра : тр. 9-й междунар. науч.-практ. конф. – Санкт-Петербург : Изд-во Политехн. ун-та, 2012. – С. 214 – 216.

260. Установка для исследования прочности твердого топлива, используемого в шахтных печах / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, И. Н. Филинберг [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2012. – № 6. – С. 23–26.

261. Румянцев, В.Д. Теория тепло- и массообмена. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.

262. Феоктистов, А. В. Исследование фракционного состава топлива при плавке чугуна в лабораторной вагранке / А. В. Феоктистов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2011. – № 12. – С. 23–26.

263. Феоктистов, А. В. Исследование фракционного состава топлива при плавке чугуна на лабораторно-ваграночном комплексе / А. В. Феоктистов // Вестник горно-металлург. секции Рос. акад. естеств. наук. Отд-ние металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; ред. кол.: Л. П. Мышляев (гл. ред.) [и др.]. – Новокузнецк : СибГИУ, 2011. – Вып. 28. – С. 43–47.

264. Нефедов, П. Я. Тощие угли Кузбасса – заменители кокса / П. Я. Нефедов, В. М. Страхов // Кокс и химия. – 2006. – № 6. – С. 23–34.

265. Страхов, В. М. Использование качественного потенциала антрацита Горловского бассейна в металлургических производствах // Кокс и химия. – 2008. – № 9. – С. 27–37.

266. Получение металлизированных окатышей с использованием буроугольного полукокса / В. М. Страхов, А. Е. Аникин, И. В. Строкина, Н. Ф. Якушевич // Кокс и химия. – 2015. – № 1. – С. 20–25.

267. Феоктистов, А. В. Совершенствование комплексной детерминированной математической модели процесса плавки материалов в твердотопливной низкошахтной печи / А.В. Феоктистов, А.П. Скуратов, И.Ф. Селянин, М.В. Темлянцев // Вестник горно-металлургической секции Российской академии естественных наук. Отделение металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; ред. кол.: E.B. Протопопов (главн. ред.) [и др.]. – Новокузнецк : СибГИУ, 2016. – Вып. 36. – C. 78 – 94.

268. Кудрявцев, В. С. Использование некоксующихся углей в черной металлургии / В. С. Кудрявцев, С. А. Пчелкин. – Москва : Металлургия, 1981. – 168 с.

269. Аникин, А. Е. Применение буроугольного полукокса из углей Канско-Ачинского бассейна для получения частично или полностью металлизированных продуктов. Энергетика в глобальном мире : сб. тез. докл. Первого междунар. науч.-техн. конгресса / А. Е. Аникин, В. М. Динельт. – Красноярск : Версо, 2010. – С. 250–251.

270. Едильбаев, А. И. Комплексные исследования углей Казахстана как углеродного сырья для прямого восстановления железа / А. И. Едильбаев, В. Н. Страхов, К. Ш. Чокин // Кокс и химия. – 2013. – № 9. – С. 20–27.

271. Разработка технологии использования слабококсующихся углей при выплавке ферросилиция / Ю. П. Канаев, В. В. Трегуб, Н. Е. Молчанов [и др.] // Совершенствование производства ферросилиция : материалы завод. науч.-техн. конф. – Новокузнецк : Полиграфкомбинат, 1997. – Вып. 3. – С. 191–196.

272. Выплавка 75%-ного ферросилиция на коксах из шихт с повышенным участием газовых углей / [В. Г. Мизин, Г. В. Серов, Н. И. Саблин [и др.] // Совер-

шенствование производства ферросилиция на Кузнецком заводе ферросплавов : материалы завод. науч.-техн. конф. – Кемерово : Кн. изд-во, 1969. – С. 159–169.

273. Термический анализ минералов и горных пород / В. П. Иванова, Б. К. Касатов, Т. Н. Красавина, Е. Л. Розинова. – Ленинград : Недра, 1974. – 399 с.

274. Использование термогравиметрического анализа для изучения углеродотермических процессов восстановления / Н. Ф. Якушевич, В. М. Страхов, А. С. Бондаренко, И. В. Строкина // Тезисы докладов Х Междунар. науч.-техн. конф. молодых специалистов. – Новокузнецк : ЕВРАЗ, 2012. – С. 8–10.

275. Эллиот, Д. Термохимия сталеплавильных процессов / Д. Ф. Эллиот, М. Глейзер, В. Рамакришна / пер. с англ. С. Н. Расиной ; под ред. Ю. Л. Плинера, Н. С. Смирнова. – Москва : Металлургия, 1969. – 252 с.

276. Атлас шлаков : справочное издание / пер. с нем. – Москва : Металлургия, 1985. – 208 с.

277. Бережной, А. С. Многокомпонентные системы окислов / А. С. Бережной. – Киев : Наукова думка, 1970. – 544 с.

278. Кутателадзе, С. С. Основы теории теплообмена / С. С. Кутателадзе. – Новосибирск : Наука, 1970. – 659 с.

279. Дилатантное поведение ваграночной шихты в период плавки / И. Ф.
Селянин, А. В. Феоктистов, В. Б. Балыко [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия.
2005. – № 8. – С. 45–46.

280. Селянин, И. Ф. Оптимизация теплообменных процессов в зоне перегрева вагранки / И. Ф. Селянин, Г. Л. Маркс, И. А. Зоткин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 8. – С. 46–51.

281. Бабий, В. И. Горение твердого топлива / Бабий В. И., Иванова И. П. // Материалы III Всесоюз. конф. по теории горения твердого топлива. – Новосибирск : Наука, 1969. – С. 82–92.

282. Oxy-fuel tuyere burner / J.W. Estes [et al.] // Modern Castings. – 1966. – June P. 111-118.

283. Hay, S.P. Cupola carbon tuyere injectios // AFS Transactions. – 1992. – P. 91–130, P. 571–576.

284. Обогащение дутья кислородом в ваграночном процессе. Экспериментальные данные. Аналитический анализ данных лабораторных и промышленных испытаний / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, В. А. Мыльников [и др.] // Перспективные промышленные технологии и материалы : науч. тр. СибГИУ / Сиб. гос. индустр. ун-т ; отв. ред. В. Е. Громов, С. М. Кулаков. – Новосибирск, 2004. – С. 197 – 212.

285. Селянин, И. Ф. Практические аспекты интенсификации ваграночного процесса путем обогащения дутья кислородом / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Вестник горно-металлург. секции Рос. акад. естеств. наук. Отд-ние металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; под ред. проф. Г. В. Галевско-го. – Новокузнецк, 2007. – Вып. 18. – С. 78–81.

286. Бабошин, В.М. Теплофизические свойства топлив и шихтовых материалов черной металлургии / В.М. Бабошин, Е.А. Кричевцов, В.М. Абзалов, Я.М. Щелоков. – М.: Металлургия, 1982. – 152 с.

287. О расчете оптимального соотношения содержания кислорода и природного газа в комбинированном дутье для шахтных печей / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 8. – С. 31–33.

288. Прогнозирование состава отходящих ваграночных газов по заданной полноте горения твердого топлива / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Вестник горно-металлург. секции Рос. акад. естеств. наук. Отд-ние металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; под ред. проф. Г. В. Галевского. – Новокузнецк : СибГИУ, 2008. – Вып. 22. – С. 148–150.

289. Определение расхода воздуха в процессе ваграночной плавки по количеству сгоревшего топлива / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Литейное производство сегодня и завтра : тр. 9-й междунар. науч.-практ. конф. – Санкт-Петербург : Изд-во политехн. ун-та, 2012. – С. 219–224.

290. Определение расхода воздуха в вагранке по количеству сгоревшего топлива / А. В. Феоктистов, К. М. Шакиров, С. А. Бедарев [и др.] // Металлургия машиностроения. – 2012. – № 6. – С. 5–7. 291. Технология ваграночной плавки чугуна и оксидных материалов с применением в качестве топлива антрацита / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 12. – С. 36–39.

292. Технология подогрева и увлажнения дутья в ваграночном процессе / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 6. – С. 44–45.

293. Селянин, И. Ф. Ресурсосберегающие технологии интенсификации ваграночного процесса / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, О. Г. Ротенберг // Наука и производство Урала : сб. тр. межрегион. науч. конф. молодых ученых, аспирантов и студентов / НФ МИСиС. – Новотроицк : 2008. – 124 с.

294. Пат. 2464069 Российская Федерация, МПК В01D49/02. Способ очистки и утилизации отходящих газов вагранки / В. В. Сенкус, И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов [и др.] – № 2008116968/05 ; заявл. 28.04.2008 ; опубл. 20.10.2012. – 5 с. ; 2 л. ил.

295. Грачев, В. А. Печи литейных цехов / В. А. Грачев. – Москва : Изд-во Росвузнаука, 1994. – 632 с.

296. Применение антрацита для повышения эффективности плавления минерального сырья в вагранке / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, В. В. Пашков [и др.] // Техника и технология производства теплоизоляционных материалов из минерального сырья : докл. 13 всерос. науч.-практ. конф., 21–23 мая 2008 г., Белокуриха – Бийск : БТИ АлтГТУ, 2008. – С. 48–51.

297. Селянин, И. Ф. Интенсификация ваграночного процесса при плавке чугуна и оксидных материалов на антраците / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев // Прогрессивные литейные технологии : тр. 4-ой междунар. науч.практ. конф., 22–28 октября 2008 г. / МИСиС ; под ред. проф. В. Д. Белова. – Москва, 2007. – С. 87–90.

298. Заявка № 2007119705 Российская Федерация, F27D1/00. Способ ваграночной плавки чугуна и оксидных материалов на антраците / заявитель В. В. Пашков, И. Ф. Селянин ; А. В. Феоктистов [и др.]. – 2007119705/02 ; заявл. 28.05.07 ; опубл.10.12.2008 // Бюллетень изобретений. – 2008. – № 34. 299. Феоктистов А. В. Теоретические основы и практика промышленной эксплуатации современных ваграночных комплексов / А. В. Феоктистов // Теория и практика литейных процессов: сб. тр. всерос. науч.-практ. конф. – Новокузнецк, 2012. – С. 15–33.

300. Пат. 2350659 Российская Федерация, МПК F27B1/00, C21C1/08. Способ ваграночной плавки чугуна и оксидных материалов на антраците / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.] ; ФГБОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». – № 2007139393/02 ; заявл. 23.10.07; опубл. 27.03.09. – 6 с.

301. Пат. 2378388 Российская Федерация, МПК F27B1/00, C21C1/08. Способ ваграночной плавки чугуна и оксидных материалов на антраците / В. В. Пашков, И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов [и др.] – № 2007119705/02 ; заявл. 28.05.07 ; опубл. 10.01.10. – 6 с.

302. Пат. 2407804 Российская Федерация, МПК С 21С1/08, С03В5/12. Способ ваграночной плавки на тощих углях / А. В. Феоктистов, И. Ф. Селянин, С. А. Бедарев [и др.]; правообладатель ФГБОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». – № 2009100337/02 ; заявл. 11.01.09 ; опубл. 27.12.10. – 6 с.

303. Пат. 2394106 Российская Федерация, МПК С21С1/08, F27B1/00. Способ ваграночной плавки чугуна и оксидных материалов / И. Ф. Селянин, А. В. Феоктистов, С. А. Бедарев [и др.]; патентообладатель ФГБОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет». – № 2009100336/02; заявл. 11.01.09; опубл. 10.07.10. – 5 с.

304. Дибров, И. А. Состояние и перспективные направления развития литейного производства России / И. А. Дибров // Литейщик России. – 2011. – № 9. – С. 9– 15.

305. Феоктистов, А. В. Практика и перспективы промышленного применения низкошахтных печей / А.В. Феоктистов, А.П. Скуратов, И.Ф. Селянин, М.В. Темлянцев // Вестник Российской академии естественных наук. Западно-Сибирское отделение : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; ред. кол.: Е.В. Протопопов (главн. ред.) [и др.]. – Новокузнецк : СибГИУ, 2016. – Вып. 18. – С. 69 – 77.

306. Ваграночный комплекс с использованием в качестве топлива антрацита и тощих углей // А. В. Феоктистов, Е. В. Протопопов, С. А. Бедарев, О. Г. Модзелевская // Металлург. – 2014. – № 10. – С. 24–27.

307. Шихта ваграночной плавки при замене кокса на угли / А. В. Феоктистов, Е. В. Протопопов, С. А. Бедарев, О. Г. Модзелевская // Литейщик России. – 2014. – №11. – С. 21–23.

308. Феоктистов, А. В. Теоретические основы разработки ресурсосберегающих технологий и интенсификации ваграночного процесса / А. В. Феоктистов. – Москва: Теплотехник, 2012. – 280 с.

309. Равич, М. Б. Топливо и эффективность его сжигания / М. Б. Равич. – М.: Наука, 1970. – 359 с.

310. ГОСТ 25543-2013. Угли бурые, каменные и антрациты. Классификация по генетическим и технологическим параметрам [Электронный ресурс]. – Взамен ГОСТ 25543-88 ; введ. 2015-01-01 // Техэксперт : инф.-справ. система. – Нормы, правила, стандарты и законодательство России. – Электронные данные. – Москва : Кодекс, 2015. – Режим доступа : Компьютерная сеть Сиб.гос.индустр.ун-та.

311. Угольная база России. Т. 2 : Угольные бассейны и месторождения Западной Сибири (Кузнецкий, Горловский, Западно-Сибирский бассейны, месторождения Алтайского края и Республики Алтай) / под ред. В. Ф. Череповского. – М. : Геоинформцентр, 2003. – 602 с. : ил.

312. Феоктистов, А. В. Исследование тепловой эффективности низкошахтных печей при обогащении дутья кислородом / А.В. Феоктистов, А.П. Скуратов, И.Ф. Селянин, М.В. Темлянцев // Вестник горно-металлургической секции Российской академии естественных наук. Отделение металлургии : сб. науч. тр. / Сиб. гос. индустр. ун-т ; ред. кол.: Е.В. Протопопов (главн. ред.) [и др.]. – Новокузнецк : СибГИУ, 2016. – Вып. 36. – С. 70 – 77.

## Приложение А

# Изменение расхода кислорода по длине канала для изотермического и неизотермического процессов



Рисунок А.1 – Расходование кислорода по длине канала (Re = 100000) в изотермических (I) и неизотермических (II;  $T_0 = 0$ ) условиях



1 – при отсутствии краевого охлаждающего эффекта; 2 – при слабом эффекте;
 3 – при сильном эффекте

Рисунок А.2 – Характер кривых Т<sub>с</sub> и расходования кислорода по длине канала

# Приложение Б

#### Концентрационные схемы гетерогенного процесса



C – концентрация реагирующего газа;  $C_{\mu}$  – в центре частицы;  $C_{\pi}$  – на поверхности частицы;  $C_0$  – в ядре газового потока;  $R_k$  – радиус куска топлива;  $l_1$  – расстояние по нормали к поверхности

Рисунок Б.1 – Концентрационные схемы гетерогенного процесса



1 – электродный уголь; 2 – антрацит; 3 – тощий уголь; 4 – каменный уголь;
5 – бурый уголь; 6 – древесный уголь; 7 – торф; зачерненные точки – коксы соответствующих углей; 8 – эмпирическая связь по формуле (3.55);
9 – по формуле (3.56); 10 – по формуле (3.54); 11 – по формуле (3.53)

Рисунок Б.2 – Связь между lg  $k_0$  и E по данным различных исследований

## Приложение В

# Блок-схема расчета горения пылеугольной частицы с учетом случайных столкновений в плотном слое низкошахтных печей



Рисунок В.1 – Блок-схема расчета горения пылеугольной частицы

# Приложение Г

# Блок-схема кислородной и окислительно-восстановительной зон

$$\begin{array}{|c|c|c|c|c|c|}\hline 1 & Havanda Hause K3 и OKB зон \\\hline \hline 1 & \hline \\ 1 & \hline \\ 1 & \hline \\ 0 & \hline$$

Рисунок Г.1 – Блок-схема кислородной и окислительно-восстановительной зон
#### Подпрограммы (ПП):

1. ПП-1. Подпрограмма расчета средней теплоемкости газов, кДж/( $M^3 \cdot rpad$ )  $\bar{c}(воздух) = 1,2991 + 0,000111(\bar{T} - 273)$ 

$$\overline{c}_{O_2} = 1,3059 + 0,000131(\overline{T} - 273)$$

$$\overline{c}_{N_2} = 1,2987 + 0,000095(\overline{T} - 273)$$

$$\overline{c}_{CO} = 1,2992 + 0,000102(\overline{T} - 273)$$

$$\overline{c}_{H_2} = 1,2766 + 0,0000655(\overline{T} - 273)$$

$$\overline{c}_{H_2O} = 1,4943 + 0,21425 \cdot 10^{-3}(\overline{T} - 273) + 0,00565 \cdot 10^{-6}(\overline{T} - 273)^2$$

$$\overline{c}_{CO_2} = 1,6 + 0,796 \cdot 10^{-3}(\overline{T} - 273) - 0,19245 \cdot 10^{-6}(\overline{T} - 273)^2$$

$$\overline{c}_{\Gamma} = \left[\overline{c}_{O_2} \cdot O_2 + \overline{c}_{N_2} \cdot N_2 + \overline{c}_{CO_2} \cdot CO_2 + \overline{c}_{CO} \cdot CO + \overline{c}_{H_2O} \cdot H_2O\right]/100$$

2. ПП-2. Подпрограмма расчета средней кинематической вязкости газов, м<sup>2</sup>/с.  $\overline{v}(BO3dyx) = 13,23 \cdot 10^{-6} \cdot (\overline{T}/273)^{1.68}$  $\overline{v}_{O_2} = 13,4 \cdot 10^{-6} (\overline{T}/273)^{1.6814}$ 

$$\bar{v}_{N_2} = 13,3 \cdot 10^{-6} (\bar{T}/273)^{1,68}$$

 $\overline{v}_{\rm CO} = 13,3 \cdot 10^{-6} (\overline{T}/273)^{1,6915}$ 

 $\overline{v}_{CO_2} = 6,9 \cdot 10^{-6} (\overline{T} / 273)^{1,7945}$ 

 $\overline{\nu}_{\rm H_2O} = 8,0 \cdot 10^{-6} (\overline{T}/273)^{1,19}$ 

 $\overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{r}} = \left[\overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{O}_{2}} \cdot \mathbf{O}_{2} + \overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{N}_{2}} \cdot \mathbf{N}_{2} + \overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{CO}_{2}} \cdot \mathbf{CO}_{2} + \overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{CO}} \cdot \mathbf{CO} + \overline{\mathbf{v}}_{\mathrm{H}_{2}\mathrm{O}} \cdot \mathbf{H}_{2}\mathrm{O}\right] / 100$ 

#### Приложение Д

#### Блок-схема программы



Рисунок Д.1, лист 1 – Блок-схема программы расчета технологических параметров рекуператора конструкции «труба в трубе»,



Рисунок Д.1, лист 2



Рисунок Д.1, лист 3



Рисунок Д.1, лист 4.



Рисунок Е.1 – Результаты газового анализа при использовании в качестве топлива 100 % кокса: ◆ – О<sub>2</sub>; ■ – СО<sub>2</sub>; ▲ –СО



Рисунок Е.2 – Результаты газового анализа при использовании в качестве топлива 100 % антрацита: ◆ – O<sub>2</sub>; ■ – CO<sub>2</sub>; ▲ – CO



Рисунок Е.3 – Результаты газового анализа при при плавке на смешанной топливной колоше (75 % кокс + 25 % антрацит) ◆ – O<sub>2</sub>; ■ – CO<sub>2</sub>; ▲ – CO



Рисунок Е.4 – Результаты газового анализа при при плавке на смешанной топливной колоше (50 % кокс + 50 % антрацит) ◆ – O<sub>2</sub>; ■ – CO<sub>2</sub>; ▲ – CO



Рисунок Е.5 – Результаты газового анализа при при плавке на смешанной топливной колоше (25 % кокс + 75 % антрацит) ◆ – O<sub>2</sub>; ■ – CO<sub>2</sub>; ▲ – CO

		Характеристики										
Органи- зация	Услов- ное обо- значе- ние	Внут- ренний диа- метр, мм	Полез- ная высота, м	Высота топливной насадки, мм	Количе- ство рядов фурм, шт.	Количе- ство фурм в ряду, шт.	Расстоя- ние ме- жду ря- дами фурм, мм	Сум- марная площадь фурм, см <sup>2</sup>	Номинальная производитель- ность вентилято- ра, нм <sup>3</sup> /ч	Темпе- ратура дутья, °С	Произво- дитель- ность, т/ч	хнологически промын
СибГИУ	НШП 1	200	2,4 (1,68)	590	1	1	-	78,5	$(1,48-4,4) \cdot 10^3$	230	0,25-0,30	іе хра пленн
AO «EBPA3»	НШП 2	700	4,0	750	1	4	-	385	$2.64 \cdot 10^3$	-	3,5	ктери ых ни
ООО «Изолит- НК»	НШП 3	1250	3,5/5,5	650	2	4/2	300	1884	$6 \cdot 10^3$	450-550 (320- 365)	3,5	стики ис ізкошахт
AO	НШП 4	1000	5,0	1000	2	4	300	785	$1,5 \cdot 10^4$	-	8	следо ных
«Завод Универ-	НШП 5	1300	5,5	1100	1	6	-	1327	$1,4 \cdot 10^4$	-	10	)вате. печей
сал»	НШП 6	700	4,0	750	1	4	-	385	$6 \cdot 10^3$	-	3,5	льскі 1
ЗАО «ГМЗ»	НШП 7	930	-	-	2	6	770	1207,2	-	-	-	ИХИ

Таблица Ж.1 –	Технологические характеристики	и исследовательских и промышленных	низкошахтных печей

Приложение Ж

## Приложение И

#### Акт о внедрении ООО «Изолит-НК»



Общество с Ограниченной Ответственностью «Изолит-НК»

654034, г. Новокузнецк, пюссе Кузнецкое, 16 тел./факс (3843) 36-07-47 тел. 36-02-21 e-mail: izolit-nk/a/mail.ru ОАО «Банк УРАЛСИБ» г. Новосибирск ИНН 4253025860 р.сч. 40702810332300000205 к.сч. 30101810400000000725 БИК 045004725

Утверждаю «20» мая 2016 Директор ООО «Изолит-НК» Пашков В.В.

AET

 о технико-экономической эффективности внедрения в производство результатов научно-исследовательских работ, выполненных доцентом кафедры теплоэнергетики и экологии ФГБОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет», кандидатом технических наук Феоктистовым А.В.

С 2005 года А.В. Феоктистов ведет исследования на ООО «Изолит-НК» в качестве научного руководителя или ответственного исполнителя научноисследовательских работ, направленных на разработку, совершенствование и внедрение новых технологий плавки в низкошахтной печи.

В период с 01.01.2004 г. по 31.12.2015 г. с использованием научных разработок к.т.н. А.В. Феоктистова в условиях предприятия были выполнены следующие научно-исследовательские работы:

 «Разработка и инедрение технологии применения в качестве топлива антрацита или плавке на низкошахтной печи» (договор № 237 - ун от 30.11.2014 г.)

 «Разработка конструкторско-технологических решений, применяемых для подогрева и увлажнения дутья на низкошахтной печи» (договор № 134 - ун от 25:05:2012 г.).

Полученные результаты использованы для разработки, опробования и совершенствования новых способов плавки, обеспечивающих замену кокса на антрацит. В соответствии с приоритетными решениями: Пат. 2350659; Пат. 2378388; Пат. 2407804; Пат. 2394106 при участии А.В. Феоктистова разработаны технологические инструкции. Впервые доказана работоспособность предложенных А.В. Феоктистовым конструктивных и технологических решений по использованию в качестве топлива антрацита в низкошахтных печах.

С учетом комплекса теоретических исследований разработана и внедрена ресурсосберетающая технология получения оксидных расплавов и чугуна. Установлено и промышлению подтверждено, что увлажнение дутья с одновременным его подогревом до 450 °C наиболее эффективно при подаче пара в дутье в количестве 10 = 15 %. В этом случае достигаются оптимальные параметры работы низкошахтных печей по температуре расплава (1350 + 1355 °C) и производительности печи (3,5 + 3,8 т/ч).

В связи с постоянным ростом цен на природный газ в 2009 г. на предприятии был отключен радиационно-конвективный рекуператор и в трубу иизкошахтной печи установлен трубчатый рекуператор, конструкцию которого разрабатывали инженерно-техпические специалисты ООО «Изолит-НК» под руководством доцента А.В. Феоктистова. В результате трехэтапной модернизации (по состоянию на 25.03.14 г.) на низкошахтной печи установлен рекуператор конструкции «труба в трубе». В плавильном агрегате проплавляется доменный шлак, в состав которого входит 38 – 40 % SiO<sub>2</sub>, 18 + 20 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, оксиды Са и Мд установлено, что поверхность труб рекуператора при нагреве в процессе работы подвергается алитированию и силицированию, оксиды алюминия и кремния диффузионно проникли и насытили поверхность стальных труб, вследствие чего окисления стальной поверхности и, тем более, прогара стенок труб не происходит. Средняя температура газов на колошнике составляет 750 °C. Состав газов: 0,05 % O<sub>2</sub>; 10,5 % CO<sub>2</sub>; 17,3 % СО. Перед искрогасителем средняя температура газов составляла 445 °C. Состав газов: 3,5 % О<sub>2</sub>; 19,5 % СО<sub>2</sub>; 0,9 % СО; остальное азот. После завалочного окна идет стабильный подсос воздуха, в результате на уровне искрогасителя наблюдалось практически полное догорание СО. Это обеспечивает высокую температуру отходящих газов и возможность получения подогрева дутья в рекуператоре до 450 °C.

Срок постоянной эксплуатации рекуператора составил два года и пока не наблюдается каких-либо нарушений в его работе. Все криструктивные решения защищены патентами на полезные модели Пат. 89682; Пат. 89683; Пат. 89684; Пат. 99135 и свидетельством о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011617034 «Расчет технологических параметров ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе»».

С использованием проведенных А.В. Феоктистовым теоретических и экспериментальных исследовании расширен спектр конструкторскотехнологических решений по использованию антрацита в качестве топлива, в частности обоснован уровень загрузки материалов в низкошахтную печь и определение оптимальных расходов дутья при двухрядной подаче. Плавку чугуна и оксидных материалов в низкошахтных печах, использующих антрацит в качестве топлива, возможно вести при уровне загрузки материалов в печь, составляющем (2.5 + 2.8) $\sqrt{D_{B_a}}$ . Подачу в кислородную зону подогретого до 450 + 550 °C дутья необходимо осуществлять в равных количествах на двух горизонтах.

В условиях сложившейся в отрасли и предприятии ситуации, связанной с обеспечением качественным и конкурентоспособным топливом для низкошахтных печей - коксом следует считать поиск технологически возможной его замены важной производственной задачей. Настоящий акт обобщает результаты работ выполненных А.В. Феоктистовым на ООО «Изолит-НК» и составлен на основе первичных актов и расчетов экономической эффективности их внедрения, дополнений к технологическим инструкциям, разработанных технологических регламентов, в также актов передачи разработок к промышленной эксплуатации. За счет внедрения разработанной ресурсосберегающей технология, новых конструкторско-технологических решений и выход на рациональное ведение плавки в низкошахтной печи достигнута полная замена кокса антрацитом. Это позволило получить общий экономический эффект 20 млн. руб. за 2015 год.

Главный инженер

Thurs

Д.В. Потапов

# Приложение К

#### Справка ООО «Изолит-НК»



Общество с Ограниченной Ответственностью «Изолит-НК»

654034, г. Новокузнецк, шоссе Кузаецкое, 16 тел./факс (3843) 36-07-47 тел. 36-02-21 e-mail: izofit-nk/e mail.ru ОАО «Бавк УРАЛСНБ» г. Новосибирск ИНН 4253025860 р.сч. 40702810332300000205 к.сч. 3010181040000000725 БИК 045004725

Утверждают шини @20» May 2016 Предат Директор OOO «Hitomri-HK» Пашков В.В.

#### СПРАВКА

В снязи с постоянным ростом цен на природный газ в 2009 г. на предприятии был отключен радиационно-конвективный рекуператор и в трубу низкошахтной печи установлен трубчатый рекуператор, конструкцию которого разрабатывали инженерно-технические специалисты ООО «Изопит-НК» под руководством к.т.н., доцента А.В. Феоктистова. В результате трехэтапной модернизации (по состоянию на 25.03.14 г.) на низкошахтной печи установлен рекуператор конструкции «труба в трубс». В плавильном агрегате проплавляется доменный шлак, в состав которого входит 38 - 40 % SiO2, 18 + 20 % Al2O1, оксилы Са и Mg установлено, что поверхность труб рекуператора при нагреве в процессе работы подвергается алитированию и силицированию, оксиды алюминия и кремния диффузионно проникли и насытили поверхность стальных труб, вследствие чего окисления стальной поверхности и, тем более, прогара стенок труб не происходит. Средняя температура газов на колошнике составляет 750 °C. Состав газов: 0,05 % О2; 10,5 % СО5; 17,3 % СО. Перед искрогасителем средняя температура газов составляла 445 °C. Состав газов: 3,5 % О2; 19,5 % CO2; 0,9 % CO; остальное азот. После завалочного окна идет стабильный подсос

воздуха, в результате на уровне искрогасителя наблюдалось практически полнос догорание СО. Это обеспечивает высокую температуру отходящих газов и возможность получения подогрева дутья в рекуператоре до 450 °C.

Срок постоянной эксплуатации рекуператора составил два года и пока не наблюдается каких-либо нарушений в его работе. Все конструктивные решения защищены патентами на полезные модели Пат. 89682; Пат. 89683; Пат. 89684; Пат. 99135 и свидетельством о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011617034 «Расчет технологических параметров ваграночного рекуператора конструкции «труба в трубе»».

Главный инженер

Juccef D.B. Horanos

#### Приложение Л

#### Акт о внедрении АО «Завод Универсал»

SABOR

Адрес: 654084, г. Нованузнеци, Немеровской обл., Россия, Нузнецкое шосое, 20 тел. (3843) 34-56-68; фанс (3843) 34-38-72 ИНН 4221000133, КЛП 422145001 УНИВПРСАЛ a-mail: opo@zavoduniversal.ru, agpec a Virrepriere: www.zvoduniversal.ru

NE 243 OF 1165 16

Утверждаю: Упраняяющий директор =Oilectors M A.K. Kncenes Visuapizna

AKT.

о результатах выполнения научно-исследовательских работ.

Научно-исследовательские работы выполнены к.т.н., доцентом кафедры теплоэнергетики и экологии ФГБОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет» А.В. Феоктистовым.

В рамках выполнения НИР «Разработка технологии плавки на низкошахтной печи при использовании антрацита в качестве топлива» проведены промышленные плавки чугуна на печи с внутренним диаметром 1000 мм. Количество антрацита в топливных колошах последовательно составляла 20, 30, 40 % от общей массы топливной завалки. В процессе плавки осуществлялся подогрев дутья до 450 °C специально смонтированной технологической установкой (горелки с фиксацией пламени в камере полного сжигания), позволяющей осуществлять подогрев и увлажнение дутья одновременно. Общая масса используемого антрацита в эксперименте составила 60 тонн. Использование антрацита в топливных колощах позволяло получать чугун на выпуске из печи с температурой 1360 - 1380 °С и не изменило структуру брака литья.

В 2012 году А.В. Феоктистовым предложен расчетный способ определения расхода воздуха по количеству сгоревшего топлива в единицу времени, который процел успешную апробацию на предприятии и успешно

используется в производственной практике инженерно-техническими работниками.

В настоящее время на предприятии продолжаемся внедрение новых разработок, а именно, проекта установки рекуператора низкошахтной печи. Проект выполнен в соответствии с решениями, которые нашли отражения в патентах па полезную модель в соответствии с патентом Пат. 89682; Пат. 89683; Пат. 89684; Пат. 99135 и Свидетельством о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2011617034, заявл. 12.07.11; зарег. 09.09.11.

В акте интегрированы основные результаты работ выполненных А.В. Феоктистовым на АО «ЗАВОД УНИВЕРСАЛ». Расчет экономической эффективности от внедрения разработанных технологий, в общем объеме за 2014 год составил 18 млн. руб.

Главный металлург

С.А. Воробей

# Приложение М

# Справка АО «Завод Универсал»



о результатах выполнения научно-исследовательских работ.

К.т.н. А.В. Феоктистовым разработаны технологические инструкции по расчету шихты, учитывающей количество ржавчины в металлозавалке и связанный с этим угар углерода чугуна. Данная проблема актуальна для предприятия, специализирующегося на производстве чугунных ваян, труб и другой сантехнической ородукции, т.к. дом чугуна поставляется с большим содержавшем ржавчины. В результате работы низкощахтных печей с использованием некондиционной шихты, в соответствии с требованиями технологических инструкций, брак отливок, связанный с устойчивой жидкотекучестью металла был сокращен на 50 %.

. Главный металлург

C.A. Bopofieli

## Приложение Н

#### Акт о внедрении АО «ЕВРАЗ»



Мы нижеподписавшиеся: главный сталеплавильщик Анашкин Н.С., начальник управления главного механика Попов М.Г., начальник литейного цеха Дубровский В.М., начальник Центральной заводской лаборатории, к.т.н. Дементьев В.П. составили настоящий акт о том, что за период с 01.01.1996 г. по 31.12.2002 г. доцентом, кандидатом технических наук Феоктистовым А.В. разработаны и переданы в соответствующие структуры предприятия комплексы нормативно-технической и технологической документации, в том числе:

- дополнения к технологической инструкции по расчету оптимального содержания кислорода в вагранке диаметром 700 мм. В материалах инструкций отражено, что обогащение ваграночного дутья кислородом до 25% приводит к повышению температуры чугуна на 30-40  $^{\circ}$ С в течение 10-15 минут от начала вдувания. При дальнейшем увеличении времени подачи кислорода температура чугуна уменьшается и устанавливается на 30-40  $^{\circ}$ С ниже базового уровня. Производительность печи всегда остается выше базовой. Дутье, обогащенное кислородом до 25%, дает прирост производительности печи на 18-20%;

- технологическая инструкция по расчету оптимального соотношения содержаний кислорода и природного газа в комбинированном дутье для вагранок. Разработанные рекомендации целесообразно использовать для ваграночного процесса, в котором коэффициент полноты горения твердого топлива изменяется в пределах 0,25-0,75;

- результаты математического моделирования по основным технологическим параметрам процесса, в том числе по содержанию СО%, СО<sub>2</sub>%, температуре металла на выпуске.

Под руководством доцента, к.т.н. Феоктистова А.В. разработаны и внедрены в производство:

- ресурсосберегающая технология ваграночной плавки, позволяющая осуществлять подогрев дутья с одновременным его увлажнением, основанная на совмещении этих процессов при сжигании природного газа с помощью горелок и специально смонтированных камер дожигания. В 2007 году внедрена технологическая установка, позволяющая осуществлять подогрев и увлажнение дутья одновременно. В основу технологии положено сжигание

природного газа с использованием горелки и фиксацией пламени в камере полного сжигания;

- технология по определению порозности шихты, оказывающей значительное воздействие на аэродинамические и теплотехнические параметры ваграночной плавки.

При производстве литья ответственного назначения в период с 1997 по 2002 годы ваграночные комплексы предприятия работали на обогащенном кислородом дутье, что позволило увеличить выход годного на 5-7 %.

Переданные технические решения являются результатом теоретических и прикладных разработок, отраженных в диссертации Феоктистова А.В. на соискание ученой степени доктора технических наук «Теоретические основы разработки ресурсосберегающих технологий и интенсификации ваграночного процесса», а также в проведенных при его активном участии и руководстве научно-исследовательских работах на протяжении 1996-2002 г.г., по важнейшим проблемам совершенствования металлургического производства, финансируемых по ФРНТ комбината.

Главный сталеплавильщик

Н.С. Анашкин

Начальник управления главного механика

Начальник литейного цеха

Начальник Центральной заводской лаборатории, к.т.н.

el-

М.Г. Попов

В.М. Дубровский

В.П. Дементьев

#### Приложение П

## Акт о внедрении ОАО «Гурьевский металлургический завод»





УТВЕРЖДАЮ:

Главный инженер ОАО «ГМЗ»

И.Н.Хомутовский

652780, Кемеровская обл., г. Гурьевск, ул. Ю. Гагарина, 1. Тел./факс: (38463) 5-00-36/5-00-97 E-mail: gmz@gmz.kuzbass.net ИНН/КПП 4204000253/421650001, ОКПО 00186223, ОГРН 1024200661264 Расчетный счет № 40702810800090000470 Кузбасский филиал ОАО «Углеметбанк» г. Кемерово БИК 043207707, к/с 3010181050000000707 в ГРКЦ г. Кемерово ГУ ЦБ РФ по Кемеровской области, ИНН 4214005204 КПП 420502001 ОКВЭД 27.16.1

Отгрузочные: ст. Гурьевск Западно-Сибирской ж/д, код станции 862502, код предприятия 3438

Акт

о результатах промышленного внедрения научно-исследовательских работ: «Применение кислорода, при обогащении дутья кислородом в ваграночном процессе»; «Применение комбинированного дутья, при обогащении дутья кислородом в ваграночном процессе»; «Дилатантное поведение шихты в период ваграночной плавки».

В период с 2005 по 2010 гг. под руководством И.Ф. Селянина и А.В. Феоктистова в литейном цехе предприятия была проведена серия промышленных экспериментов по применению кислорода в дутье вагранки диаметром 700 мм. Результаты промышленных экспериментов проведенных на вагранке диаметром 700 мм. при обогащении дутья кислородом в целом подтвердили результаты математического моделирования по основным технологическим параметрам: содержание СО %, CO<sub>2</sub>%, температуры металла на выпуске. На основе полученных данных А.В. Феоктистовым разработана и передана в производство технологическая инструкция.

Под руководством А.В. Феоктистова проведена серия промышленных экспериментов по определению порозности шихты, оказывающей большое воздействие на аэродинамические и теплотехнические параметры ваграночной плавки. Установлено, что в период плавки шихта, опускаясь, приходит в движение, ее куски выходят из зацепления, объем слоя материалов увеличивается, его порозность возрастает. Экспериментально доказано, что при слоевой засыпке шахты вагранки на долю пустого пространства приходится больше, чем при смешанной засыпке, при этом порозность шихты зависит от скорости ее опускания: с увеличением этой скорости происходит наибольшее разрыхление шихты.

В данный период в производстве использовался предложенный А.В. Феоктистовым способ для расчета оптимального соотношения содержаний кислорода и природного газа в комбинированном дутье для вагранок. Отработана технология, основанная на совмещении процессов подогрева дутья с одновременным его увлажнением при сжигании природного газа с помощью горелок и специально смонтированных камер дожигания. При использовании технологических приемов, разработанных А.В. Феоктистовым, в реальных условиях литейного цеха предприятия процент брака литья был сокращен на 25%.

В акте приведены основные результаты работ выполненных А.В. Феоктистовым на ОАО «Гурьевский металлургический завод». Расчет экономической эффективности от внедрения разработанных технологий, в общем объеме составил 3 млн. руб. в ценах 2002 года.

Начальник ПДО

Kun

Кинев Е.Ю.