

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение  
высшего профессионального образования  
«Уральский федеральный университет имени первого Президента России  
Б.Н.Ельцина»

На правах рукописи



**ТИТАЕВ Александр Анатольевич**

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ НАГРЕВА  
ГОРЯЧЕДЕФОРМИРОВАННЫХ ТРУБ НА ОСНОВЕ  
АНАЛИЗА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ**

05.16.02 – Metallургия черных, цветных и редких металлов

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
доктор технических наук, профессор,  
Лисиенко Владимир Георгиевич

Екатеринбург – 2015

## ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ .....	5
ГЛАВА 1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ОБОСНОВАНИЕ ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ .....	13
1.1. Особенности теплофизических процессов при нагреве бесшовных горячедеформированных труб .....	13
1.2. Технология нагрева горячедеформированных труб и используемое печное оборудование .....	20
1.3. Статистический анализ работы печей для нагрева труб .....	37
1.4. Выводы и постановка задач исследования .....	43
ГЛАВА 2. РАЗВИТИЕ ЗОНАЛЬНОГО МЕТОДА МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ ДЛЯ АНАЛИЗА ПРОЦЕССОВ НАГРЕВА ТРУБ .....	46
2.1. Особенности моделирования теплообмена излучением .....	46
2.2. Основные положения и формулировки при моделировании теплообмена излучением с помощью зонального метода .....	47
2.2.1. Вычисление матрицы обобщенных угловых коэффициентов с учетом поглощения и излучения граничных поверхностей и объемных зон .....	49
2.2.2. Вычисление матрицы обобщенных разрешающих угловых коэффициентов .....	52
2.2.3. Определение тепловых потоков и равновесных температур поверхностных и объемных зон .....	53
2.3. Особенности моделирования теплообмена при нагреве трубных заготовок в закрытых печных пространствах .....	58
2.4. Развитие модели излучения продуктов сгорания органического топлива .....	61
2.4.1. Краткий обзор существующих моделей селективного излучения ....	62
2.4.2. Аппроксимирующая простая вычислительная модель, выработанная с учетом ограничения физических параметров печной атмосферы в нагревательных печах .....	64
2.4.3. Верификация модели и сравнение с аналогичными существующими моделями .....	68

2.5. Использование метода дискретизации направлений переноса (ДНП) излучения при расчете матрицы обобщенных угловых коэффициентов.....	72
2.5.1. Существующие методы вычисления матрицы обобщенных угловых коэффициентов.....	73
2.5.2. Метод дискретизации направлений переноса излучения.....	74
2.5.3. Верификация метода с использованием тестовой экспериментальной установки .....	80
2.5.4. Сравнение метода расчета модели излучения газов с существующими в плане производительности и точности вычисления ...	82
2.6. Выводы.....	84
<b>ГЛАВА 3. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕЖИМОВ НАГРЕВА ТРУБ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОПЕРЕНОСА .....</b>	<b>85</b>
3.1. Основные положения методики совершенствования режимов нагрева труб на основе анализа теплофизических процессов в печи.....	85
3.2. Расчет теплообмена при нагреве труб из стали 13ХФА с использованием усовершенствованного зонального метода моделирования теплообмена.....	88
3.3. Анализ результатов моделирования, определение зависимости механических свойств от параметров режима и выдача рекомендаций по совершенствованию режимов нагрева труб ПЭН из стали 13ХФА .....	94
3.4. Определение рекомендуемой максимальной производительности при нагреве труб в печи отпуска.....	119
3.5. Выводы.....	130
<b>ГЛАВА 4. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ И АЛГОРИТМОВ УПРАВЛЕНИЯ ПЕЧЬЮ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ НАГРЕВА .....</b>	<b>133</b>
4.1. Существующие способы регулирования режима давления в печном пространстве .....	135
4.2. Метод регулирования давления с определением содержания кислорода в отходящих дымовых газах .....	137
4.3. Схема установки, обеспечивающей регулирование давления в печи с учетом содержания кислорода.....	140
4.4. Результаты сравнения работы печи в различных режимах регулирования давления .....	142

4.5. Оценка эффективности системы регулирования давления .....	144
4.6. Существующие способы измерения температуры металла в нагревательных печах.....	149
4.7. Усовершенствование метода измерения температуры пирометром излучения с помощью оценки и компенсации величины ошибки .....	150
4.8. Выводы.....	155
ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....	156
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	158

## ВВЕДЕНИЕ

### **Актуальность темы исследования**

В настоящее время в России происходит значительное расширение сектора трубного производства. Трубная продукция используется в таких областях промышленности как авиа- и автомобилестроение, строительство, производство промышленных и бытовых приборов. Традиционно для нашей страны большая часть объема трубной продукции используется нефтегазодобывающей отраслью: идет разработка новых месторождений, проектируется и расширяется система трубопроводов, коммуникаций, создаются новые нефтегазоперерабатывающие комплексы. Значительная часть используемого в данной отрасли оборудования содержит трубную продукцию (обсадные трубы для укрепления скважин, насосно-компрессорные трубы для перекачки нефти и т.д.).

В то же время происходит процесс ужесточения требований к механическим и коррозионным характеристикам труб. Это в первую очередь связано с освоением труднодоступных месторождений, предъявляющих повышенные эксплуатационные требования к используемым трубам. Данные требования накладывают ограничения как на химический состав трубной заготовки, так и на способы обработки труб в процессе производства готового трубного продукта.

Наиболее критичными параметрами являются прочностные параметры, определяемые для труб нефтегазового назначения по ГОСТ 633-80, ГОСТ Р 53366-2009, а также ИСО 11960-2004. Принятым де факто международным стандартом на нефтяные обсадные и насосно-компрессорные трубы является стандарт API 5CT (последняя редакция API Spec 5CT-2011 [35]) американского нефтяного института API. Определяющее воздействие на прочностные и пластические свойства трубного продукта оказывает этап нагрева труб в пламенных печах.

Параллельно с ужесточением требований к точности производства наблюдается тенденция к повышению энергосбережения и увеличению эффективности использования имеющихся производственных ресурсов. Для такой энергоемкой отрасли, как металлургия и металлообработка это представляется наиболее важным. Значительные объемы природного топлива, сжигаемого в процессе нагрева металла, требуют как разработки новых экономичных схем использования данного ресурса, так и повышения эффективности старых. Существенным препятствием на пути к этой цели является сложность и дороговизна требуемых промышленных экспериментов. Выходом в этой ситуации может стать анализ теплофизических процессов, происходящих в печи, с использованием математической модели. Использование моделирования теплофизических процессов позволяет свести к минимуму объем привлекаемых материальных ресурсов в процедуре определения параметров работы печей, а также значительно сократить время и число реальных экспериментов, требуемое для разработки новых технологий нагрева.

### **Степень разработанности темы**

В настоящее время возможности различных расчетных методик для анализа теплообмена излучением, как основного механизма теплопередачи при нагреве труб в печи, ограничены. Классические упрощенные методики [9, 20] не позволяют рассчитать детальную картину температурного профиля при нагреве металла. В то же время, все большее распространение получает расчет теплофизических процессов с использованием коммерческих программ для расчета вычислительной гидродинамики (CFD). Альтернативой данным методам являются описанные в работах [1, 23] варианты зонального метода расчета теплообмена излучением. Однако они нуждаются в усовершенствовании в части упрощения расчета обобщенных угловых коэффициентов, учитывающих свойства излучающей и поглощающей печной атмосферы.

Другим аспектом проблемы является большое количество возмущающих факторов, возникающих в процессе работы печи. Учет этих факторов при моделировании является трудной, или, зачастую, невозможной задачей. Альтернативный подход состоит в стабилизации режима работы печи за счет дополнительных технических решений, что уменьшит количество возмущающих факторов, увеличит прогнозируемость процессов и упростит моделирование.

### **Цели и задачи работы**

На основании вышеизложенного целями настоящей работы являются:

1. Разработка методики корректировки и совершенствования существующей технологии нагрева и выдержки горячедеформированных труб в нагревательных печах, работающих на органическом топливе, с использованием анализа процессов тепломассопереноса в печном пространстве,
2. Усовершенствование конструкции и алгоритмов управления режимом работы печи для нагрева труб с целью повышения стабильности контролируемых в процессе нагрева величин.

В рамках поставленных целей работы сформулированы следующие задачи:

1. Провести анализ существующего печного оборудования для нагрева горячедеформированных труб нефтегазового сортамента, определить особенности тепловых процессов, протекающих в ходе нагрева.
2. Выявить проблемные, с точки зрения нагрева, режимы на имеющемся оборудовании цеха №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод” и выбрать оборудование, требующее анализа и моделирования его работы.
2. Разработать адаптацию имеющегося метода моделирования теплообмена излучением (зонального метода) для расчета теплообмена при нагреве труб: 1) разработать простую с вычислительной точки зрения и быструю модель излучения продуктов сгорания, как одного из основных источников тепла в печи; 2) разработать метод расчета переноса излучения в

случае сложной геометрической конфигурации, характерной для печного пространства с трубами.

4. Провести моделирование работы печи при выбранных режимах, выявить характерные отклонения фактических параметров режима от заданных.

5. Разработать методику определения допустимого диапазона параметров работы печи (темпа шагания блок печи и температуры выдержки труб) с использованием проведенного анализа тепловых процессов для получения заданного теплового режима нагрева труб. Определить максимальную производительность и температуру в печи, позволяющие избежать получения брака вследствие невозможности поддержания заданного режима работы из-за технических ограничений (тепловой мощности печи).

6. Провести анализ и моделирование процессов, происходящих в печи, с целью минимизации влияния возмущающих факторов (подсосов холодного воздуха в печь, выбивания горячего воздуха при открытии загрузочных и разгрузочных окон) на стабильность газодинамического режима работы печи.

7. Разработать схему установки и алгоритм стабилизации газодинамического режима работы печи, минимизирующие влияние возмущающих факторов.

8. Провести анализ и усовершенствовать систему контроля температуры труб с учетом особенностей печи.

### **Научная новизна**

На основании проведенных исследований были получены новые научные результаты:

- предложена методика совершенствования технологии нагрева горячедеформированных труб в печах, отапливаемых органическим топливом, с использованием анализа и моделирования процессов теплопереноса в печном пространстве;



- выполнена адаптация имеющегося метода моделирования теплообмена излучением (зонального метода) для случая нагрева труб в термической печи высокого отпуска, использующей в качестве топлива природный газ;

- разработана модель расчета излучения печных газов, соответствующая обработке труб в печах, отапливаемых органическим топливом, в т.ч. природным газом;

- разработан усовершенствованный метод вычисления обобщенных угловых коэффициентов излучения для случая сложной геометрической системы (печь-трубы-продукты сгорания топлива), сокращающий время вычисления за счет дискретизации направлений излучения;

- предложено улучшение существующих режимов нагрева труб нефтяного сортамента из стали 13ХФА с учетом данных, полученных в результате анализа теплообмена в печи;

- предложена методика расчета допустимой температуры в печи и производительности печи, позволяющая избежать недогрева труб. В соответствии с методикой даны рекомендации для максимально эффективного использования имеющихся печей для нагрева горячедеформированных труб;

- проведен анализ и моделирование процессов, происходящих в печи нагрева труб для термоулучшения, с целью минимизации влияния возмущающих факторов (подсосов холодного воздуха в печь, выбивания продуктов сгорания топлива при открытии загрузочных и разгрузочных окон) на газодинамический режим работы печи;

- разработан алгоритм и схема установки для поддержания оптимального газодинамического режима работы печи, работающей на органическом топливе, с использованием анализатора присутствия кислорода в дымовых газах.

- разработано усовершенствование схемы измерения температуры с помощью монохроматического высокотемпературного пирометра,

позволяющее уменьшить влияние возмущающих факторов (стороннего излучения, пыли, воздушных потоков) на показания пирометра.

### **Теоретическая и практическая значимость**

Совершенствование тепловых режимов нагрева труб направлено на повышение эффективности нагрева труб с помощью анализа теплофизических процессов в печи. Это позволяет обеспечить максимальный выход готовой продукции при минимизации требуемых на ее производство затрат (энергоносителей, металла, сопутствующих материалов). Реализация предлагаемых технических решений способствует улучшению технологии финишной обработки труб нефтяных сортаментов, сокращает издержки, связанные с получением брака в процессе отладки новых терморезимов на опытных партиях труб, позволяет добиться стабильной работы печей.

Рекомендации по совершенствованию режимов нагрева труб внедрены на линии финишной обработки труб в Финишном центре (Цех №4) ОАО «Первоуральский Новотрубный Завод». Использование рекомендаций позволило сократить объем повторного нагрева труб из стали 13ХФА по техническим условиям, предъявляемым заказчиком, с 4,3% (278т.) в 2013г до 0,7% (15,9т.) в 2014г.

Система стабилизации газодинамического режима в закалочной печи была апробирована и внедрена в штатную работу на печи нагрева труб под закалку в термоотделе цеха №4 ОАО «Первоуральский Новотрубный Завод» в 2012г. Это позволило добиться стабилизации режима в закалочной печи, избежать неэффективного расхода природного газа, сократив при этом подсосы холодного воздуха через под печи до минимума. Состоятельность данной методики подтверждена длительным периодом эксплуатации (3,5 года) установки и отсутствием претензий к ее работе со стороны служб эксплуатации завода.

Также материалы диссертационной работы используются в учебном процессе в курсе «Идентификация и управление в сложных системах».

## **Методология и методы исследования**

Методологической основой исследования являются зональный метод моделирования теплообмена излучением, типовые методы расчета тепловых параметров работы нагревательных печей.

В качестве объекта исследования были выбраны нагревательные методические печи с шагающими балками для нагрева труб в процессе их заключительной отделки.

Использованы методы промышленного эксперимента, методы расчета тепловых параметров печей с учетом как результатов моделирования, так и экспериментальных данных. Моделирование проведено с использованием специально разработанных комплексов компьютерных программ.

### **Положения, выносимые на защиту:**

1. Оптимизация зонального метода моделирования теплообмена излучением для расчета нагрева труб: модель излучения печных газов при отоплении печи органическим топливом, метод расчета обобщенных угловых коэффициентов и взаимных поверхностей излучения для трехмерной геометрии системы “печь-трубы-продукты сгорания топлива”;

2. Методика определения допустимого диапазона параметров работы печи для получения заданного теплового режима нагрева горячедеформированных труб на основе анализа теплофизических процессов в печном пространстве с использованием математического моделирования процессов теплопереноса;

3. Результаты применения методики для совершенствования режима нагрева труб нефтяного сортамента из стали 13ХФА в нагревательной методической печи для снятия остаточных напряжений;

4. Методика повышения эффективности использования нагревательной печи для снятия остаточных напряжений в металле в виде определения и использования зависимости между максимальной производительностью печи, поддерживаемой температурой в ней и температурой труб;

5. Схема установки и алгоритм стабилизации газодинамического режима в печи, основанный на анализе влияния возмущающих факторов (подсосов холодного воздуха, выбивания продуктов сгорания из окон печи).

#### **Степень достоверности полученных результатов**

Достоверность полученных результатов определяется использованием современных методик анализа и методов расчета числовых характеристик. Достоверность разработанных моделей тепловых процессов, выполняемых в ходе финишной обработки труб, подтверждается согласованием рассчитанных результатов с экспериментальными данными о тепловой работе печей Финишного центра ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод”. Верификация модели печи отпуска выполнялась с использованием данных о фактических режимах работы печи (показаний штатных средств контроля температуры печи и труб в печном пространстве).

#### **Апробация результатов работы**

Результаты работы представлялись на студенческих, всероссийских и международных конференциях. В том числе: XV уральская школа-семинар металлургов - молодых ученых (г. Екатеринбург, 2015), Международная научно-практическая конференция «Творческое наследие В.Е.Грум-Гржимайло» (г.Екатеринбург, 2014), IV международный конгресс “Новые направления в области теплотехнического строительства. Конструкции, технологии, материалы. Энергосбережение, экология и промышленная безопасность” (Москва, 2013), Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition (San-Diego, 2013; Montreal, 2014).

По результатам исследований, связанных с диссертацией, опубликовано 17 научных работ в различных российских и международных журналах, сборниках материалов студенческих, всероссийских и международных конференций. Среди них 4 статьи – в рецензируемых журналах, рекомендованных ВАК России. Оформлен 1 патент на изобретение.

## ГЛАВА 1. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ОБОСНОВАНИЕ ЗАДАЧ ИССЛЕДОВАНИЯ

### 1.1. Особенности теплофизических процессов при нагреве бесшовных горячедеформированных труб

Согласно работе Данченко В.Н. [13], бесшовные трубы, применяемые в частности в нефтедобывающей и геологоразведочной промышленности, помимо общих отделочных операций (разрезка и обработка концов, правка, контроль и испытания труб, ремонт и улучшение поверхности труб) требуют специальных видов финишной отделки: термической обработки, высадки, проточки и расточки концов, проверки замка, нарезания резьбы заданного профиля, соосности, испытания на скручивание и знакопеременную нагрузку, навертки соединительных фитингов и предохранительных частей.

Определяющими этапами среди вышеназванных, необходимыми для получения нужных механических свойств готовых труб, являются: нагрев труб до температур 900-1000С с последующей закалкой, и нагрев и выдержка труб до температур 500-750С для снятия остаточных механических напряжений. Общепринятой является схема нагрева труб в термических печах, отапливаемых природным газом, с различным типом перемещения труб (проходные, камерные, с шагающими балками).

Ключевым требованием к работе печей для нагрева и выдержки труб является обеспечение точности и времени нагрева во всем допустимом диапазоне сортаментов. В то же время требуется максимизировать производительность печей, что обусловлено экономическими требованиями. Нахождение оптимума в режиме работы печей является нетривиальной задачей, и требует детального анализа происходящих в них процессов.

Теплофизика работы термических печей достаточно хорошо изучена в классических работах по печестроению [4, 9, 20]. Как показано в [4], при температурах в печи выше 800С доля, вносимая в теплообмен тепловым

излучением, достигает около 80% от всей теплопередачи. Вследствие этого основной упор в анализе теплофизических процессов в термических нагревательных печах делается на расчет теплообмена излучением.

В работе Глинкова М.А. по общей теории печей [9] для оценки потока, передаваемого излучением в печном пространстве применена упрощенная модель, состоящая из двух параллельных плоскостей (кладка печи К и металл М), разделенных слоем поглощающей и излучающей среды П (продукты сгорания топлива). В этой трехзонной модели результирующая плотность теплового потока на поверхность металла  $q_M$  вычисляется по формуле:

$$q_M = q_{\text{П}}^{\text{М}} + (q_{\text{П}}^{\text{К}} - q_{\text{К}})(1 - \varepsilon_{\text{П}})\omega - q_{\text{М}}^{\text{Э}}(2 - \varepsilon_{\text{П}})\varepsilon_{\text{П}}, \quad (1.1)$$

где  $q_{\text{П}}^{\text{М}}$ ,  $q_{\text{П}}^{\text{К}}$  – плотности теплового потока от зоны продуктов сгорания к металлу и кладке соответственно;  $q_{\text{М}}^{\text{Э}}$  – плотность эффективного теплового потока излучением от металла;  $q_{\text{К}}$  – плотность теплового потока от зоны продуктов сгорания;  $\varepsilon_{\text{П}}$  – степень черноты слоя продуктов сгорания;  $\omega = 1/\varphi_{\text{КМ}}$  – величина, обратно пропорциональная угловому коэффициенту с кладки на металл.

Преимуществом данной модели является ее простота, однако представление металла в виде плоскости существенно сужает круг ее применимости.

Более детальный метод инженерного расчета тепловых процессов в печи для нагрева заготовок с шагающими балками был разработан в институте “Стальпроект” и опубликован в работе Кривандина В.А. [20]. Печное пространство представляется в виде двумерной модели “газ-кладка-металл”. С учетом расположения металлических заготовок (труб) на расстоянии друг относительно друга, предложена методика расчета нагрева заготовок с помощью коэффициентов лучистого и конвективного теплообмена:  $\alpha_{\text{изл}}$  и  $\sigma$  соответственно. Выражение для расчета  $\alpha_{\text{изл}}$  имеет вид:

$$\alpha_{\text{изл}} = \frac{C_{\text{Г К М}}[(T_{\text{Г}}/100)^4 - (T/100)^4]}{T_{\text{Г}} - T}, \quad (1.2)$$

где  $C_{Г\text{кМ}}$  – приведенный коэффициент излучения к поверхности заготовки;  $T_{Г}$  – температура газового слоя;  $T$  – температура металла.

Приведенный коэффициент излучения рассчитывают по формуле В.Н. Тимофеева:

$$C_{Г\text{кМ}} = C_s \varepsilon_M \varepsilon_{Г} \frac{\varphi_{\text{кМ}}(1 - \varepsilon_{Г}) + 1}{\varphi_{\text{кМ}}(1 - \varepsilon_{Г})[\varepsilon_M + \varepsilon_{Г}(1 - \varepsilon_M)] + \varepsilon_{Г}}, \quad (1.3)$$

где  $C_s$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела;  $\varepsilon_M$  и  $\varepsilon_{Г}$  – степени черноты металла и газа соответственно;  $\varphi_{\text{кМ}}$  – угловой коэффициент с кладки на металл, вычисляемый упрощенно с помощью аналитической алгебры угловых коэффициентов. Применение данной методики показало, в частности, удовлетворительные результаты при исследовании технологии нагрева медных и латунных слябов в проходных печах [8, 17].

Данная методика расчета учитывает геометрию расположения заготовок (труб) в печи с помощью значения углового коэффициента  $\varphi_{\text{кМ}}$ . К недостаткам данной методики можно отнести:

- невозможность расчета детального распределения теплового потока по поверхности заготовки, не позволяющая определить, например, разницу температур между концами и серединой трубы;
- двумерный характер методики, ограничивающий возможность расчета торцевых эффектов при нагреве труб;
- упрощенный характер модели в части разбиения объемных зон продуктов сгорания: предполагается одна объемная зона с фиксированной степенью черноты  $\varepsilon_{Г}$ , в то время как степень черноты и поглощательная способность могут значительно различаться в различных зонах печи и определяются соотношением концентраций поглощающих и излучающих компонентов среды (углекислого газа и водяных паров).

Приведенные выше методики являются классическими для расчета теплофизических процессов в печном пространстве, заполненном металлическими изделиями, и служат для общей оценки эффективности использования той или иной конструкции нагревательной печи, расчета

теплового баланса печи, расчета диапазона температур и времен нагрева и выдержки металла в печи. Однако, учитывая современную тенденцию к унификации печного оборудования (увеличение номенклатуры обрабатываемых сортов труб, максимизация производительности печей для достижения наибольшего экономического эффекта и т.п.), использование данных методик не дает детальной информации, требуемой для совершенствования режимов нагрева труб. Так, например, в работе Арутюнова В.А. [2] отмечено, что хотя детерминированные математические модели процессов теплообмена в печи давно и широко используются инженерами, их качество нельзя считать удовлетворительным с точки зрения возможности надежного решения многих практических задач.

Более детальную картину тепловых процессов в печи дают методы расчета, основанные на разбиении поверхностей и объема печного пространства на зоны, характеризующиеся постоянством тепловых характеристик (температур, степеней черноты, интенсивности излучения и т.д.)

В настоящее время существует две принципиально различных методики, связанных с разбиением зон и расчетом свойств каждой зоны: конечноэлементные методы и зональный метод. Коммерческие программы, сочетающие в себе расчет теплообмена излучением с расчетом гидродинамики, горения и других физических процессов, как правило, используют конечноэлементные методы расчета теплообмена излучением: метод дискретных ординат (DOM), метод конечных объемов (FVM [53]) и т.п. Примером такой программы расчета является программа FLUENT, входящая в пакет программ ANSYS. Особенность этих методов заключается в однократном полном расчете всех потоков тепла в системе, исходя из жестко заданных граничных условий. При изменении хотя бы одного граничного условия расчет необходимо полностью проделывать заново, что, вместе с необходимостью разбивать рабочий объем сеткой достаточно мелкого масштаба, делает данные методы требовательными к времени расчета и компьютерным мощностям. Данный способ использует



Другой подход (зональный метод) состоит в разбиении всех поверхностей и рабочего объема системы на относительно небольшое число зон. Этот метод получил развитие в виде динамического зонально-узлового метода в работах научной школы под руководством Лисиенко В.Г. [25, 26]. В основе зонального метода лежит получение температур зон и потоков тепла с помощью решения системы уравнений теплового баланса вида:

$$\sum_{i=1}^{m+n} R_{ij}T_i^4 - A_{jj}T_j^4 + \sum_{i=1}^{m+n} g_{ij}T_i - g_{jj}T_j + S_{ист} = 0, \quad (1.4)$$

где  $m, n$  – число выделенных поверхностных и объемных зон,  $T_i$  – температуры зон;  $R_{ij}$  – коэффициенты радиационного обмена;  $g_{ij}$  – коэффициенты теплообмена за счет конвекции и гидродинамики.

Здесь

$$R_{ij} = \varepsilon_i \sigma_0 A_i \psi_{ij}, \quad (1.5)$$

где  $\varepsilon_i$  – степень черноты зоны (=1 для объемных зон);  $\sigma_0$  – постоянная Стефана-Больцмана;  $A_i$  – обобщенная площадь зоны;  $\psi_{ij}$  – обобщенный разрешающий угловой коэффициент с зоны  $i$  на  $j$ .

Обобщенные разрешающие коэффициенты  $\psi_{ij}$  вычисляются решением СЛАУ на основе обобщенных угловых коэффициентов  $\varphi_{ij}$ . Матрица коэффициентов  $\varphi_{ij}$  является инвариантной к части граничных условий, что позволяет вычислив ее однократно, упростить дальнейшее вычисление тепловых потоков в системе для различных наборов граничных условий. В англоязычной литературе вместо матрицы обобщенных угловых коэффициентов  $\varphi_{ij}$  используется понятие матрицы прямых взаимных поверхностей: Direct Exchange Area Matrix – DEA.

Преимуществами зонального метода являются его вычислительная точность, а также сокращение вычисления для расчета при изменении граничных условий (граничных потоков или температур) [57]. К недостаткам данного метода можно отнести то, что он требует построения отдельной упрощенной

сетки зон, а также повышенную вычислительную сложность определения матрицы обобщенных угловых коэффициентов или матрицы DEА.

Определение матрицы обобщенных угловых коэффициентов является наиболее вычислительно сложной задачей при расчете теплообмена зональным методом. Аналитические выражения для расчета коэффициентов в простейших случаях были получены достаточно давно [14, 27]. Однако усложнение современных конструкций печей делает данные выражения слабо применимыми.

В работах Московского института стали и сплавов [1], а также Уральского политехнического института [23] в качестве основного инженерного метода для приближенного расчета угловых коэффициентов предлагается метод Монте-Карло. Суть метода состоит в имитации пути пучков энергии, испускаемой из случайной точки на площадке  $A_i$  в случайном направлении. В этом случае весь поток излучаемой энергии разделяется на  $N$  элементарных пучков, каждый из которых излучается независимо от любого другого. Энергия, переносимая каждым пучком будет соответственно равна:

$$Q = \frac{Q_i}{N} = \frac{1}{N}. \quad (1.6)$$

Ключевым является выбор точки излучения на площадке  $A_i$  и направления излучения пучка. Данный выбор осуществляется случайным образом, учитывая диффузный характер излучения и равномерность потока по излучающей площадке. Для каждого пучка прослеживается его путь либо до пересечения с площадкой  $A_j$  либо до выхода луча из системы.

Пусть после  $N$  испытаний получено, что на площадку  $A_j$  попало  $S$  пучков. Значит можно говорить, что с некоторой степенью точности обобщенный угловой коэффициент с поверхности  $A_i$  на поверхность  $A_j$  равен

$$\varphi_{ij} = SQ = S \frac{1}{N} = \frac{S}{N}. \quad (1.7)$$

Математический аппарат, применяемый в данном методе, сосредоточен в решении следующих задач:

- выбор точки на излучающей поверхности по равномерному закону распределения на площади  $A_i$
- выбор направления излучения пучка на полусфере направлений по закону, учитывающему закон излучения Ламберта.
- определение факта пересечения испущенного пучка излучения с площадкой  $A_j$ .

Для случая, когда излучение распространяется в поглощающей среде необходимо выбирать не только точку испускания и направление распространения, но и коэффициент поглощения газом  $\alpha_\lambda$  излучения для выбранного пучка. Данный коэффициент поглощения учитывается при прохождении пучком пути в среде с помощью закона Бугера:

$$I_\lambda = I_{0\lambda} e^{-\alpha_\lambda l}, \quad (1.8)$$

где  $I_{0\lambda}$  - интенсивность излучения при входе в среду.

$I_\lambda$  - интенсивность излучения при выходе из среды

$\alpha_\lambda$  – спектральный коэффициент поглощения среды.

$l$  – длина пути пучка в среде.

Использование метода Монте-Карло позволяет находить значения обобщенных угловых коэффициентов поверхностей с помощью достаточно простого и легко программируемого алгоритма. Однако существенным недостатком является стохастическая (вероятностная) природа метода, на позволяющая получать стабильно воспроизводимые результаты для одних и тех же начальных условий расчета. Особенно сильное влияние это оказывает на расчеты геометрии печей с трубами, имеющими сравнительно малую площадь поверхности по сравнению с поверхностями кладки печи. Вследствие этого результаты, получаемые методом Монте-Карло для угловых коэффициентов соседних труб в печи, могут значительно отличаться друг от друга, что дает погрешность при общем расчете теплообмена в печи.

Таким образом, несмотря на то, что в настоящее время для практических расчетов теплофизических процессов в печах широко используются

универсальные программно-вычислительные комплексы (например FLUENT), использующие метод конечных элементов для расчета теплообмена излучением [2, 3], потенциал зонального метода для решения данной задачи остается высоким. В случае преодоления принципиальных ограничений зонального метода, связанных с трудностью получения матрицы обобщенных угловых коэффициентов для случая сложной геометрии печи, его использование для расчета теплообмена излучением может существенно сократить и упростить анализ процессов нагрева металла в термических печах.

## **1.2. Технология нагрева горячедеформированных труб и используемое печное оборудование**

Специалистами немецкой фирмы «Mannesman Demag Meer» в 70-х годах XXв. были сформулированы принципы системного подхода к проектированию трубоотделочных цехов, в дальнейшем принятые как стандарт де-факто для большинства предприятий отрасли [13]. В настоящее время трубоотделочные цеха присутствуют в виде отдельных технологических единиц на большинстве трубных предприятий России и мира.

Общая структурная схема процесса завершающей обработки горячедеформированных труб представлена на рисунке 1.1.

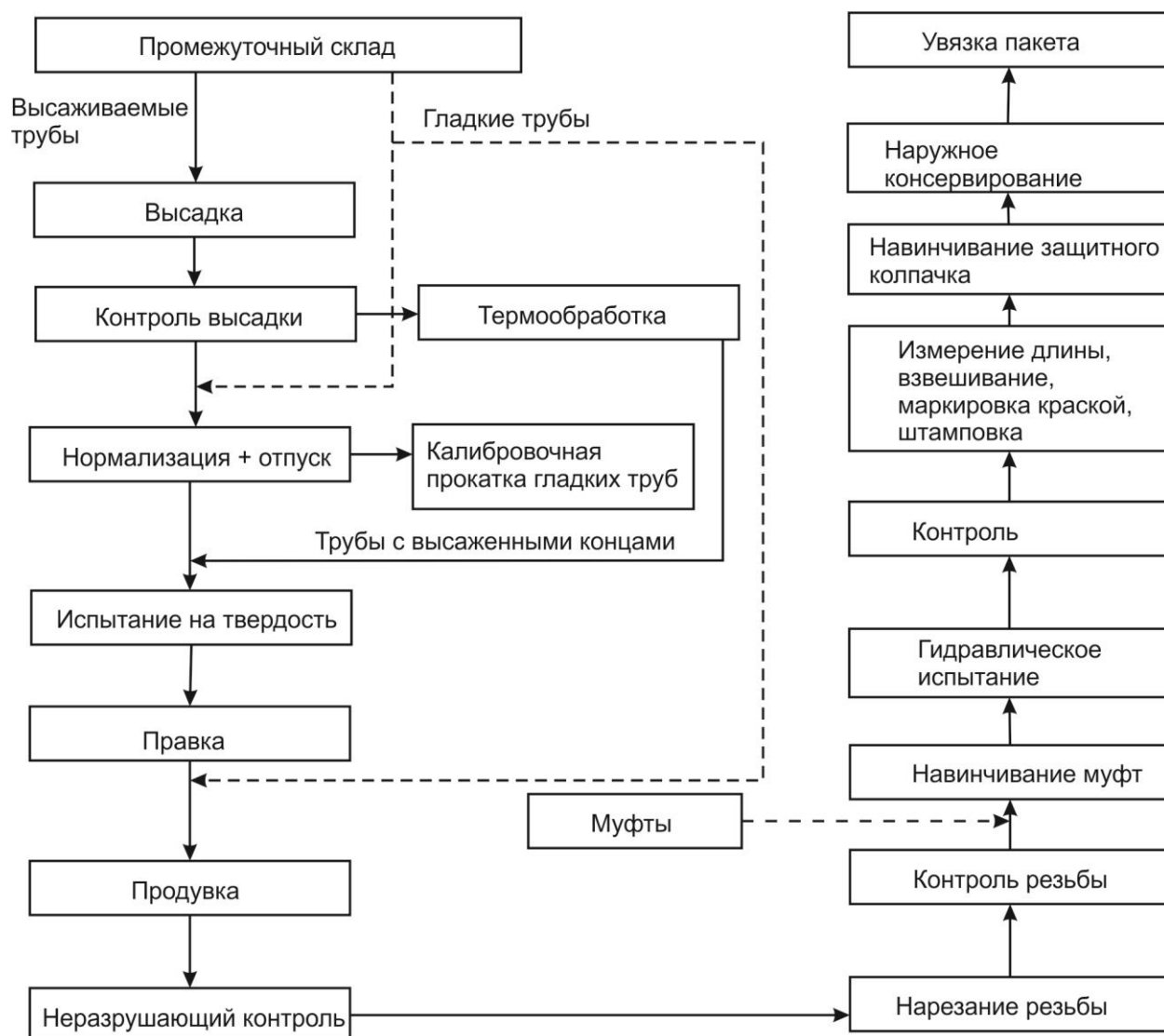


Рисунок 1.1 – Схема процесса финишной обработки обсадных и насосно-компрессорных труб.

Из рисунка 1.1 видно, что финишную обработку труб можно условно разделить на несколько этапов: высадку, термическую обработку с целью получения требуемых механических и пластических свойств, обработку концов трубы (нарезку резьбы, навинчивание муфт), контроль качества на каждом этапе.

Ключевым этапом заключительной обработки труб является термическая обработка, которая применяется для улучшения пластических свойств и механических характеристик металла труб, а также для снятия напряжений, возникающих при холодной деформации [19]. Термическая обработка

используется как финишная операция для готовых изделий, однако может применяться и на промежуточных стадиях изготовления труб.

В зависимости от требуемых свойств металла труб методы термической обработки могут быть различными. Широкое применение получили отжиг, нормализация с отпуском, закалка с отпуском. В практике трубного производства находит также применение термомеханическая обработка. Термическая обработка на этапе финишной отделки для труб нефтяного сортамента как правило включает в себя нагрев труб под закалку до температур 850-950°C, закалку труб в спрейерном устройстве, высокий отпуск труб при температурах 550– 720°C для снятия остаточных напряжений. Для приведения геометрии труб к стандарту после отпуска осуществляется холодная или теплая правка труб на правильной машине.

Необходимо отметить, что термическая обработка труб на любой стадии требует нагрева труб в нагревательных печах. Для нагрева труб применяют печи-теплообменники нагревательного типа. По принципу отопления это могут быть проходные или методические печи с различным принципом перемещения труб по печи (роликового, камерного типа, с шагающими балками и т.п.). В качестве энергоносителя используют электроэнергию, природный газ, нефтепродукты, а также горючие газы, образующиеся при химических и металлургических процессах. Конструкцию печи выбирают с учетом режима обработки, требований к поверхности и геометрическим размерам (главным образом к кривизне и овальности), а также сортамента труб.

Финишная обработка труб и муфтовой заготовки в ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод” производится в Финишном центре (Цех №4) на линии итальянского производителя “SMS MEER”. Особенностью оборудования данной линии является проведение закалки и высокого отпуска с контролируемой выдержкой в термических печах с шагающими балками, а также выполнение теплой правки труб сразу после выхода из печи отпуска.

Схема линии обработки труб Финишного центра представлена на рисунке 1.2.

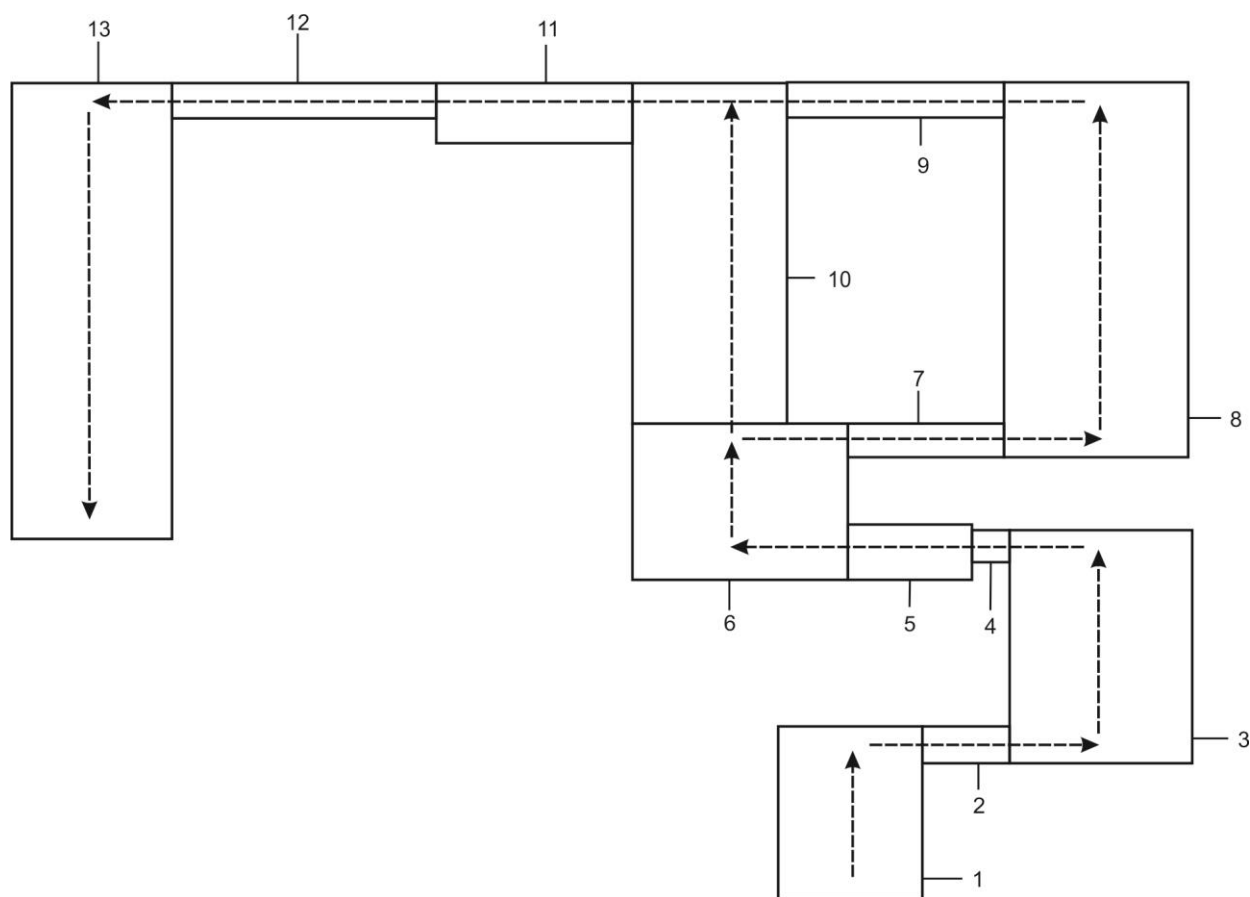


Рисунок 1.2 – Схема линии финишной обработки труб на оборудовании “SMS MEER”. 1 – загрузочный стол; 2 – подающий рольганг для транспортировки труб в закалочную печь; 3 – закалочная печь; 4 – рольганг для транспортировки труб из закалочной печи; 5 – спрейерная установка; 6 – промежуточный транспортировочный стол; 7 – подающий рольганг для загрузки труб в печь отпуска; 8 – печь отпуска; 9 – выдающий рольганг для транспортировки труб к правильной машине; 10 – стол для выполнения нормализации труб; 11 – правильная машина; 12 – рольганг для транспортировки труб на охлаждающий стол; 13 – охлаждающий стол

При термоулучшении (закалка + отпуск) производится загрузка труб на загрузочный стол и их раскатка на нем. Далее автоматически происходит забор трубы с загрузочного стола и перегрузка ее на подающий рольганг для загрузки в закалочную печь. При помощи косорасположенных роликов труба загружается в печь, после чего с помощью переключателя перемещается на стационарные

балки в печи перпендикулярно направлению движения. Во избежание провисания концов труб осуществляется автоматическое позиционирование трубы в печи с помощью показания датчика наличия металла.

Таблица 1.1 – Параметры печи для нагрева труб под закалку цеха №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод”

Назначение	нагрев труб перед закалкой
Тип печи	проходная печь с шагающими балками и верхним нагревом металла
Сортамент труб:	
диаметр, мм	60,3...219
толщина стенки, мм	4,8...20
длина, мм	7000...12000
масса, не более, кг	1450
Размеры печи по кладке (внутренние), м:	
длина	14,2
ширина	13,0
высота	2,8
Площадь пода печи, м <sup>2</sup> :	
общая	184,6
активная	178,1
Характеристика механизации загрузки / выгрузки:	
тип	Боковая, рольгангами с переключателями
количество роликов загрузочного рольганга, шт.	9
количество роликов разгрузочного рольганга, шт.	9
шаг роликов, мм	1550...1570
диаметр роликов, мм	228
расстояние между осями рольгангов загрузки и выгрузки, м	13,7



Продолжение таблицы 1.1

Характеристика механизации пода:	
тип привод	шагающие балки гидравлический
количество неподвижных балок, шт.	8
количество подвижных шагающих балок, шт.	8
горизонтальный шаг балки, мм	145
вертикальный шаг балки, мм	180
цикл шагания, сек.	42...50
Максимально-допустимая садка, т/шт.	30/78
Производительность печи, т/ч	15...28
Вид топлива	природный газ
Удельный расход газа, м <sup>3</sup> /т	29,3
Теплота сгорания топлива, МДж/м <sup>3</sup>	35,6
Расход воздуха для сжигания 1 м <sup>3</sup> газа, м <sup>3</sup>	9,56
Система отопления	импульсная двухпроводными горелками фирмы «G Kromschroder AG»
Количество технологических зон	2
Количество подзон регулирования	8
Тип и количество горелок	
зона №1 (нагрева)	ВЮ140НВ – 24шт.
зона №2 (томления)	ВЮ100НВ (+ТSC100) – 12 шт.
Тепловая мощность зон, МВт	
зона №1 (нагрева)	10,8
зона №2 (томления)	2,2
Расходы газа по зонам, м <sup>3</sup> /ч	
зона №1 (нагрева)	1080
зона №2 (томления)	220

Окончание таблицы 1.1

Суммарный расход газа на печь до, м <sup>3</sup> /ч	1300
Давление газа перед печью, кПа	8...10
Давление воздуха перед печью, кПа	10
Расход воздуха горения на печь до, м <sup>3</sup> /ч	13000
Максимальный объем продуктов сгорания, уходящих из рабочего пространства печи до, нм <sup>3</sup> /ч	14000
Температура посада труб, °С	5...30
Температура выдачи труб, °С	820...950
Температура печи, °С зона №1 (нагрева) зона №2 (томления)	820...1000 820...1000
Температура продуктов сгорания перед рекуператором не выше, °С	890
Температура продуктов сгорания после рекуператора, °С	520
Температура нагрева воздуха (max), °С	400
Температура уходящих дымовых газов из трубы, °С	200
Расход сжатого воздуха на защиту и охлаждение оборудования, м <sup>3</sup> /ч	75
Расход воды на охлаждение оборудования печи, м <sup>3</sup> /ч	28

Внутреннее пространство печи представляет собой прямоугольную замкнутую полость длиной 14м и высотой 2,8м с двумя пережимами, высота

которых составляет 1,3м. Продольный разрез печи для нагрева труб под закалку представлен на рисунок 1.3.

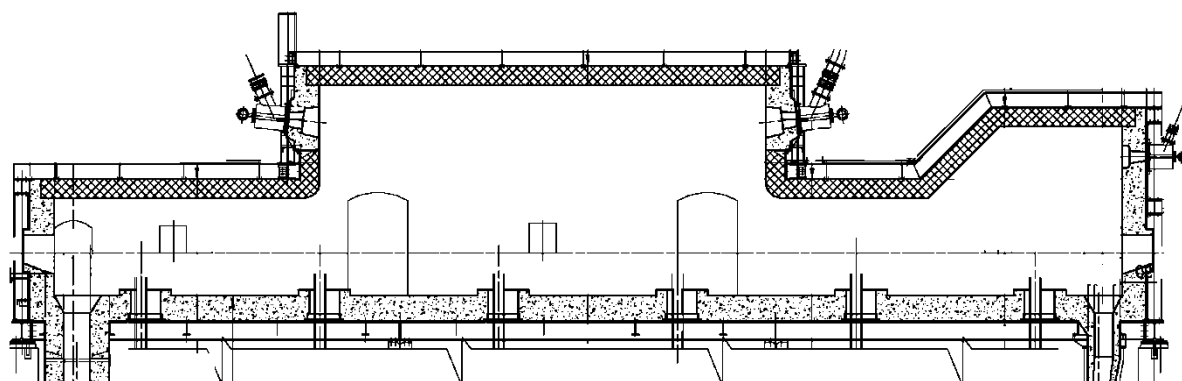


Рисунок 1.3 – Продольный разрез печи для нагрева труб под закалку.

В нижней части печи по всей ее длине расположены шагающие балки, ориентированные вдоль длинной стороны печи. С одного конца в печь с помощью подающего рольганга и вталкивающего механизма загружаются трубы. Укладка труб происходит на балки в один ряд перпендикулярно направлению движения труб в печи. От момента загрузки до момента выгрузки трубы перемещаются по печи с постоянной скоростью, определяемой темпом шагания балок. Шаг балок является величиной, по которой естественным образом можно дискретизировать время пребывания трубы в печи и определить ее координату в печи в текущий момент времени. Таким образом, всевозможные положения трубы в печи разбиваются на ряд позиций от первой до позиции с номером 78 (номинальная емкость печи). При достижении трубой последней позиции она перемещается на разгрузочный рольганг и удаляется из печи.

Схема расположения горелок, контролирующих температуру в зонах печи термопар, инфракрасных пирометров для определения температуры труб представлена на рисунке 1.4.

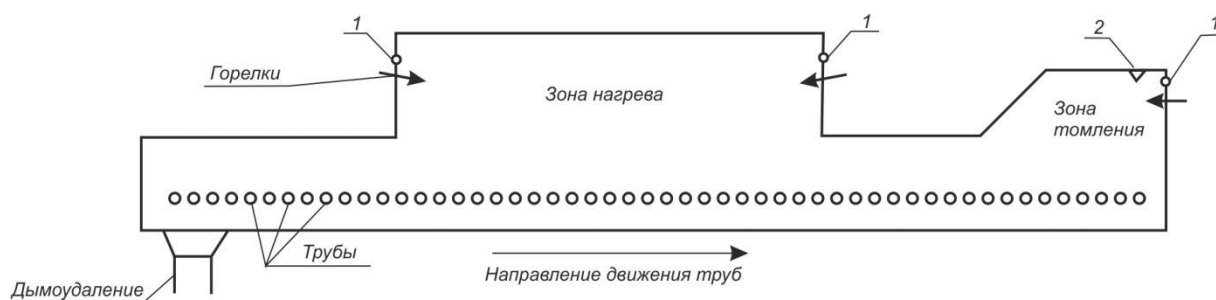


Рисунок 1.4 – Схема печи для нагрева труб под закалку. 1 – точки контроля печной атмосферы с помощью термопар; 2 – точка контроля температуры труб с помощью инфракрасных пирометров.

Конструкционным решением и технологическими инструкциями предусмотрен нагрев металла в зоне нагрева. К концу зоны металл должен приобрести температуру, при которой он будет проходить через зону томления. Регулирование температуры в зонах нагрева и томления выполняется с помощью импульсных высокоскоростных горелок VIC100 и ВЮ140 производства «G Kromschroder AG». Каждая из зон содержит 4 подзоны регулирования, расположенных по ширине печи. Подзоны регулирования зоны нагрева содержат по 6 высокоскоростных импульсных горелок (по 3 на каждой из противоположных стен зоны), управляемых ПИ-регулятором. Подзоны регулирования зоны томления содержат по 3 высокоскоростных импульсных горелок. Сигналом обратной связи для регулятора является сигнал установленной в верхней части подзоны термопары (по одной на каждую из четырех подзон). Горелки используют в качестве топлива природный газ. Избыточное давление в печи поддерживается контуром регулирования (с помощью датчика давления, установленного в верхней части печи, и заслонки на дымовой трубе) около значения 1 мбар. Дымоудаление происходит через окна под загрузочным рольгангом. Загрузка трубы в печь выполняется водоохлаждаемыми роликами.

Тепловая мощность печи составляет 13 МВт, что позволяет обеспечивать максимальную производительность нагрева металла от 20°C до 950°C, равную 28 т/ч.

Температура рабочего пространства печи контролируется с помощью термоэлектрических преобразователей тип S (Pt Rh 10% – Pt) производства фирмы ZAMA SENSOR (Италия). В стенах закалочной печи установлено 18 термопар, из которых управление ведется по 8 термопарам. Остальные термопары используются для косвенного контроля температуры в печи.

Температура нагрева металла в печи определяется косвенно – по значению температуры рабочего пространства. Стабилизация этого параметра осуществляется путем изменения расходов топлива в зонах регулирования, основываясь на показаниях зонных термопар. Практически на нагревательных печах всегда существуют причины, вызывающие отклонение графика нагрева металла от расчетного, несмотря на постоянные показания зонных термопар. К ним относятся: изменение показаний термопар в результате их случайного смещения или под действием факела горелок; температурные неоднородности в рабочем пространстве печи, вызываемые водоохлаждаемыми элементами и неконтролируемыми подсосами воздуха; кратковременные «горячие» простои печи и т.д. Примеры таких отклонений и анализ зависимости между температурой рабочего пространства печи и температурой поверхности металла детально рассмотрены в работе Парсункина Б.Н. [29]

Поэтому, при повышенных требованиях к точности и стабильности процесса термообработки, необходим дополнительный метод контроля как температуры труб в рабочем пространстве печи, так и температуры труб после печи. Для реализации поставленной цели организован дополнительный пирометрический контроль температуры трубы, поступающей на рольганг выгрузки (пирометр установлен в своде печи и свизирован на трубу, лежащую на рольганге выгрузки) и трубы на выходе из печи. Контроль выполняется при помощи стационарных монохроматических пирометров «Термоскоп-800» производства ООО «Инфратест», г.Екатеринбург, и LAND UNO (Италия). Характеристики использованного пирометрического оборудования указаны в таблице 1.2.

Таблица 1.2 – Сравнительные характеристики пирометров, используемых для контроля температуры труб после закалочной печи

Параметр	«Термоскоп-800-1С-ВТ0»	«LAND UNO U2 300/1100С»
Температурный диапазон	700 – 1500 °С	300 – 1100 °С
Точность	0,5% (°С)	1% (°К)
Погрешность измерения при 900 °С	± 4,5 °С	± 12 °С
Принцип измерения	пирометр монохроматический	пирометр монохроматический
Спектральный диапазон	0,9 мкм	1,6 мкм
Показатель визирования(FOV)	240:1	100:1
Используемые алгоритмы обработки	цифровая фильтрация сигнала	неизвестен
Количество замеров в секунду	17	1
Количество замеров на трубе	120...1200	7...70
Установленное значение относительной излучательной способности - «степени черноты»	0,85	0,85

Для контроля продуктов сгорания в отходящих дымовых газах на закалочной печи была установлена стационарная система измерения и стабилизации концентрации кислорода в составе:

- анализатор качества горения АКГ-МП-П;
- шкаф управления анализатором качества горения;
- частотный преобразователь VFD055F43A фирмы Delta;

- вентилятор ВР 240-26 № 3,15(двигатель АМД-100С2) для отбора продуктов сгорания из дымовой трубы;
- датчик температуры – термопара КТНН 01.03-027-ДК1.

Система обеспечивает непрерывный контроль содержания кислорода  $O_2$  в дымовых газах после печи нагрева труб под закалку, который колеблется в рабочем диапазоне производительности печи от 3% до 8%, а в режиме холостого хода 12-13%.

После прохождения печи труба переключается с балок на разгрузочные ролики, по которым транспортируется из печи. Непосредственно на выходе из печи труба подвергается воздействию гидросбива для уменьшения толщины окалины на ее поверхности, а затем поступает в спрейерное устройство. В спрейерном устройстве происходит ускоренное охлаждение трубы для получения мартенситной закаленной структуры. Температура трубы после спрейерного устройства контролируется стационарным низкотемпературным пирометром “Термоскоп 200-Нт1-СР”.

После прохождения спрейерной установки трубы поступают либо на загрузочный рольганг печи отпуска (для прохождения высокого отпуска), либо на накопительный стол для прохождения нормализации. В случае отпуска трубы проходят через отпускную печь, в которой производится их нагрев и выдержка при заданной температуре в течение заданного времени.

Таблица 1.3. Параметры печи отпуска труб цеха №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод”

1. Назначение	нагрев труб перед отпуском
2. Тип печи	проходная печь с шагающими балками и верхним нагревом металла
3. Сортамент труб	
- диаметр, мм	60,3...219
- толщина стены, мм	4,8...20
- длина, мм	7000...12000
- вес, не более, кг	785

Продолжение таблицы 1.3

4. Размеры печи по кладке (внутренние), м:	
- длина	25,76
- ширина	13,0
- высота	0,56+2,24=2,8
5. Площадь пода печи, м <sup>2</sup> :	
- общая	334,9
- активная	328,4
6. Характеристика механизации загрузки / выгрузки:	
- тип	боковая, рольгангами с перекладывателями
- количество роликов загр. рольганга, шт.	9
- количество роликов разгр. рольганга, шт.	9
- шаг роликов, мм	1550...1570
- диаметр роликов, мм	228
- расстояние между осями рольгангов загрузки и выгрузки, м	25,26
7. Характеристика механизации пода:	
- тип	шагающие балки
- привод	гидравлический
- количество неподвижных балок, шт.	8
- количество подвижных шагающих балок, шт.	8
- горизонтальный шаг балки, мм	145
- вертикальный шаг балки, мм	180
- цикл шагания, сек.	42...50
8. Максимально-допустимая садка, т/шт.	57/146
9. Производительность печи, т/ч	15...28
10. Вид топлива	природный газ



Продолжение таблицы 1.3

11. Удельный расход газа, $\text{нм}^3/\text{т}$	18,5
12. Теплота сгорания топлива, $\text{МДж}/\text{м}^3$	35,6
13. Расход воздуха для сжигания $1 \text{ м}^3$ газа, $\text{м}^3$	9,56
14. Система отопления	импульсная, двухпроводными горелками фирмы «G Kromschroder AG»
15. Количество технологических зон	3
Количество подзон регулирования	12
16. Тип и количество горелок	
- зона №1 (нагрева)	BIC140HB (+TSC140) – 24шт.
- зона №2 (выдержки)	BIC140HB (+TSC140) – 12шт.
- зона №3 (выдержки)	BIC100HB (+TSC100) – 12шт. BIC100HB (+TSC100) – 12шт.
17. Тепловая мощность зон, МВт	
- зона №1 (нагрева)	6,0
- зона №2 (выдержки)	4,5
- зона №3 (выдержки)	1,5
18. Расходы газа по зонам, $\text{м}^3/\text{ч}$	
- зона №1 (нагрева)	600
- зона №2 (выдержки)	450
- зона №3 (выдержки)	150
19. Суммарный расход газа на печь до, $\text{м}^3/\text{ч}$	1200
20. Давление газа перед печью, кПа	8...10
21. Давление воздуха перед печью, кПа	10
22. Расход воздуха горения на печь до, $\text{м}^3/\text{ч}$	12000
23. Максимальный объем продуктов сгорания, уходящих из рабочего пространства печи до, $\text{м}^3/\text{ч}$	13000
24. Температура посада труб, °С	5...30

## Окончание таблицы 1.3

25. Температура выдачи труб, °С	550...750
26. Температура печи, °С - зона №1 (нагрева) - зона №2 (выдержки) - зона №3 (выдержки)	700...800 400...800 400...800
27. Температура дыма перед рекуператором не выше, °С	750
28. Температура дыма после рекуператора, °С	442
29. Температура нагрева воздуха (max), °С	350
30. Температура уходящих дымовых газов из трубы, °С	180
31. Расход сжатого воздуха на защиту и охлаждение оборудования, м <sup>3</sup> /ч	75
32. Расход воды на охлаждение оборудования печи, м <sup>3</sup> /ч	28

Внутреннее пространство печи представляет собой прямоугольную замкнутую полость длиной 25м и высотой 2,2м с тремя пережимами, высота которых составляет 1,3м. В нижней части печи по всей ее длине расположены шагающие балки, ориентированные вдоль длинной стороны печи. С одного конца в печь с помощью подающего рольганга и вталкивающего механизма загружаются трубы. Укладка труб происходит на балки в один ряд перпендикулярно направлению движения труб в печи. От момента загрузки до момента выгрузки трубы перемещаются по печи с постоянной скоростью, определяемой темпом шагания балок. Шаг балок является величиной, по которой естественным образом можно дискретизировать время пребывания трубы в печи и определить ее координату в печи в текущий момент времени. Таким образом,

всевозможные положения трубы в печи разбиваются на ряд позиций от первой до позиции с номером 146 (номинальная емкость печи). При достижении трубой последней позиции она перемещается на разгрузочный рольганг и удаляется из печи.

Схема расположения горелочных устройств и точек контроля температуры в печи для отпуска труб представлена на рисунке 1.5.

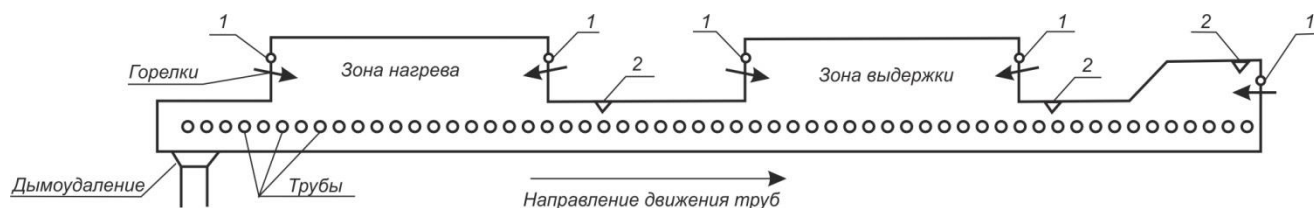


Рисунок 1.5 – Схема печи для отпуска труб. 1 – точки контроля печной атмосферы с помощью термопар; 2 – точка контроля температуры труб с помощью инфракрасных пирометров.

Технологическими инструкциями предусмотрен нагрев металла в зоне нагрева. К концу зоны нагрева металл должен приобрести температуру выдержки, при которой будет проходить через оставшиеся зоны. Регулирование температуры в зонах нагрева и выдержки выполняется с помощью импульсных высокоскоростных горелок VIC100 и VIC140.

В печи предусмотрены 3 отапливаемые зоны, расположенные по длине печи. Каждая из зон содержит 4 подзоны регулирования, расположенных по ширине печи. Подзона регулирования содержит 6 высокоскоростных импульсных горелок, по 3 на каждой из противоположных стен зоны, управляемых ПИ-регулятором. Сигналом обратной связи для регулятора является сигнал установленной в верхней части подзоны термопары (по одной на каждую из четырех подзон). Горелки используют в качестве топлива природный газ. Давление в печи поддерживается контуром регулирования (с помощью заслонки на дымовой трубе) около значения 1 мбар. Дымоудаление происходит через окна

под загрузочным рольгангом. Загрузка трубы в печь выполняется водоохлаждаемыми роликами.

Тепловая мощность печи составляет 12 МВт, что позволяет обеспечивать производительность нагрева металла от 20°C до 700°C, равную 28 т/ч.

Температура рабочего пространства печи контролируется с помощью термоэлектрических преобразователей тип S (Pt Rh 10% – Pt) производства фирмы ZAMA SENSOR (Италия). В стенах печи отпуски установлено 24 термопары, из которых управление ведется по 12 термопарам. Остальные термопары используются для косвенного контроля температуры в печи.

Контроль температуры труб выполняется при помощи стационарных монохроматических пирометров «Термоскоп-800» производства ООО «Инфратест», г.Екатеринбург, и LAND UNO (Италия). Вследствие требований к точности нагрева и выдержки труб в печном пространстве была внедрена многоточечная система контроля термообработки трубы, при которой ее температура измеряется после прохождения каждой из зон нагрева и в нескольких точках по длине трубы. Однако существенным препятствием эффективного использования пирометров является нестабильность показаний из-за наличия возмущающих факторов, таких как влияние на показания излучения газа и стенок печи (засветка). Вследствие этого включение пирометра в контур управления температурой в печи представляется затруднительным.

После выхода из отпускной печи труба подается на правильную машину, где производится ее теплая правка. Затем труба транспортируется на охлаждающий стол для окончательного охлаждения на воздухе. После выполнения термообработки производится обработка концов труб на линии нарезки, после чего трубы направляются на операции контроля, завершающей отделки и увязки в пакеты.

### 1.3. Статистический анализ работы печей для нагрева труб

В настоящее время наблюдается тенденция ужесточения требований к механическим свойствам труб. Так, например, одно из технических условий, разработанных заказчиком, на производство труб нефтяного сортамента группы прочности K52 содержит в себе следующие требования к механическим свойствам:

Таблица 1.4 – Механические свойства нефтегазопроводных труб повышенной надежности по “ТУ 1317-233-00147016-02 с изм.1-5” “Трубы бесшовные горячедеформированные нефтегазопроводные диаметром от 73 до 219 мм повышенной надежности при эксплуатации”.

Наименование показателя	Величина показателя	
Временное сопротивление, $\sigma_B$ , Н/мм <sup>2</sup> (кгс/мм <sup>2</sup> )	Не менее	502 (51,2)
	Не более	627 (64,0)
Предел текучести, $\sigma_T$ , Н/мм <sup>2</sup> (кгс/мм <sup>2</sup> )	Не менее	338 (34,5)
	Не более	470 (48,0)
Относительное удлинение, $\delta_5$ , %	Не менее	25,0
Отношение $\sigma_T/\sigma_B$ ,	Не более	0,85
Твердость, HRB	Не более	92,0
Ударная вязкость, KCV, Дж/см <sup>2</sup> (кгс·м/см <sup>2</sup> ) на продольных образцах при температуре испытания, °С (не менее)	+20	196 (20)
	-50	98 (10)
Ударная вязкость, KCU, Дж/см <sup>2</sup> (кгс·м/см <sup>2</sup> ) на продольных образцах при температуре испытания -60°С	не менее	98(10)
Доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов после их испытания при -50°С, %	не менее	50

На основании данных из таблицы 1.5 можно сделать несколько наблюдений:

- для выпуска труб повышенной эксплуатационной надежности были значительно ужесточены механические свойства получаемого продукта. Так, например, диапазон допустимых значений предела текучести на 24% сужен относительно ГОСТ Р 53366-2009 и API 5CT.

- по сравнению с этими же нормативными документами ограничено максимальное значение временного сопротивления, повышены требования к относительному удлинению и остальным механическим характеристикам.

- добавляются требования к низкотемпературным режимам работы изделий при температурах до  $-60^{\circ}\text{C}$ , что характеризуется появлением требований на долю вязкой составляющей в изломе при пониженной температуре испытаний.

Таким образом, прослеживается тенденция к ужесточению нормативной документации на выпуск труб нефтяного сортамента, что, в свою очередь, неизбежно ведет к ужесточению условий производства.

С целью снижения показателей брака, возникающего по причине обработки труб в печах, был проведен анализ обрабатываемых сортаментов и выявлены наиболее “проблемные” соотношения диаметра и стенки. Критерием сложности обрабатываемого сортамента служит объем повторной термообработки, т.к. такая термообработка проводится при отклонении механических свойств труб от нормы по результатам лабораторного контроля после первичной термообработки. По данным журналов финишной обработки за 2011-2013гг. практически весь объем повторной термообработки труб связан с производством труб повышенной эксплуатационной надежности по “ТУ 1317-233-00147016-02 с изм.1-5”, регламентирующим повышенные требования к механическим свойствам труб, эксплуатирующихся в условиях северных месторождений (см. табл.1. глава 1.).

Представленные на рисунке 1.6 данные показывают постоянный рост объемов производства нефтегазопроводных труб с повышенной эксплуатационной надежностью (далее ПЭН). Как видно на рисунке 1.6, в 2013г доля этих труб достигла 21,8% от общего объема производства труб в цехе №4.

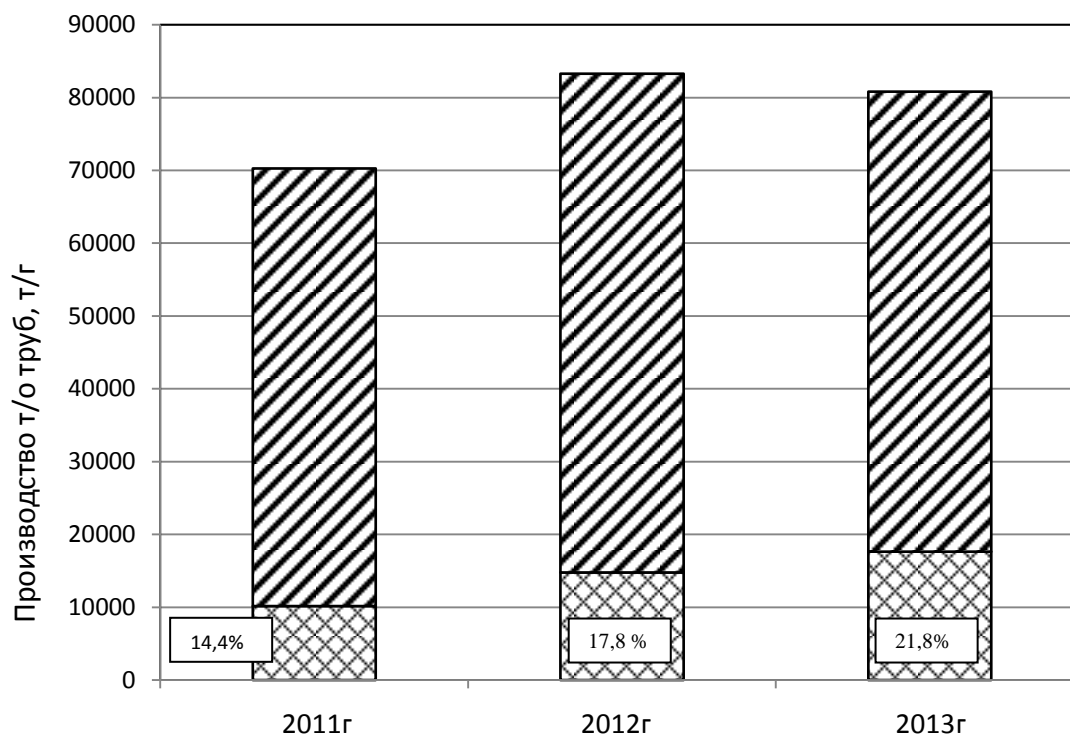


Рисунок 1.6 – Доля труб с повышенной эксплуатационной надежностью от общего производства труб нефтегазового сортамента.

Также можно указать, что повторная обработка требуется только для ограниченных групп сортаментов, что указывает на некорректность сформировавшегося теплового режима в процессе нагрева труб данных групп. Диаграмма на рисунке 1.7 позволяет выявить сортаменты труб ПЭН, для которых в настоящее время не найдены оптимальные режимы нагрева, и которые, в связи с этим, являются основным источником брака.

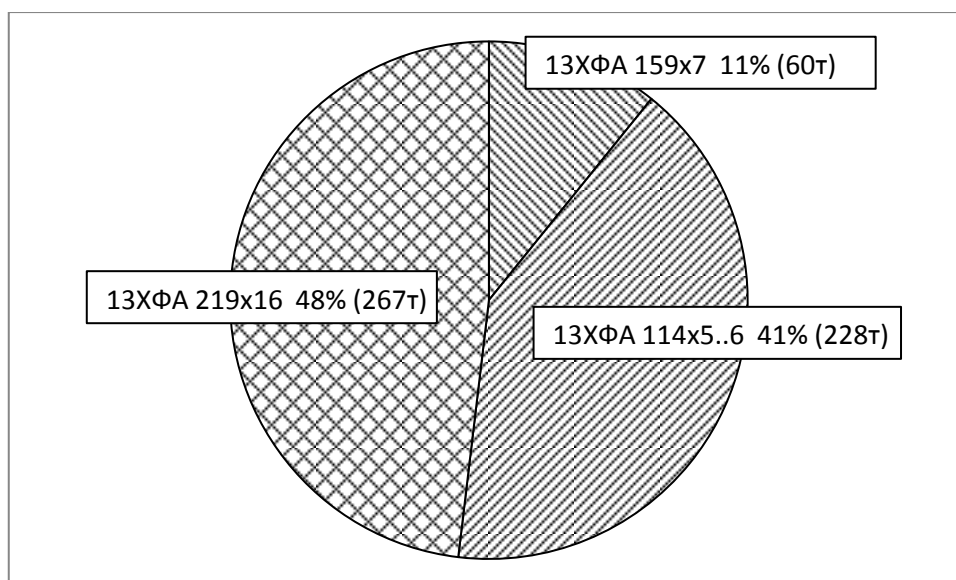


Рисунок 1.7 – Распределение объемов повторной обработки по сортаменту за 2013г в цехе №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод”.

Видно, что почти половина объема повторной финишной обработки оставляет сортамент 219x16, марка стали 13ХФА. Эта закономерность, в первую очередь, связана с тем, что для данной линии финишной обработки данный сортамент является близким к предельно возможному по техническому паспорту линии.

Для более подробного выяснения причин брака требуется анализ отклонений свойств труб от заданных пределов.

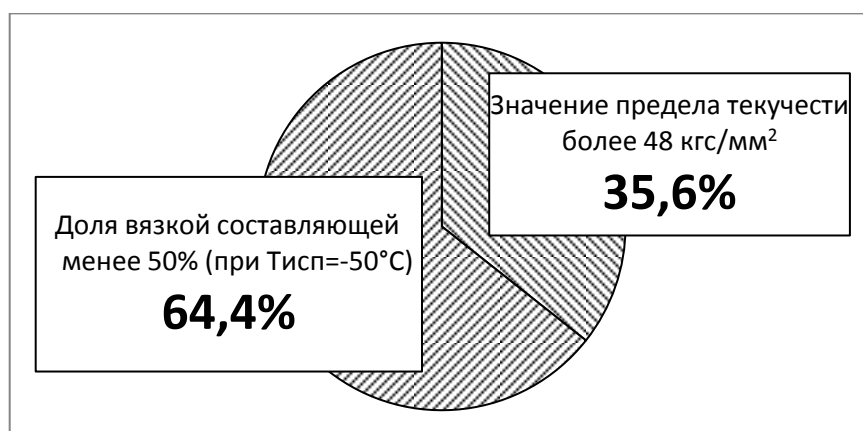


Рисунок 1.8 – Соотнесение доли забракованных труб сортамента 219x16 с критерием отбраковки.



Согласно рисунку 1.8, испытаниями, позволившими выявить дефект обработки, являются:

- определение доли вязкой составляющей в изломе ударного образца после его испытания при температуре  $-50^{\circ}\text{C}$ ;
- определение предела текучести;

Рассмотрим влияние процесса термоулучшения стали на изменение данных свойств.

При оценке получаемых после улучшения механических свойств отмечается [10,11], что прочность отпущенного изделия зависит не только от температуры и длительности отпуска, а и от характера структуры, полученной в процессе закалки. Однако, принимая во внимание удовлетворительные результаты анализа прокаливаемости образцов после закалки, источником брака с уверенностью можно считать процесс отпуска труб. Влияние температуры отпуска на прочностные свойства подробно рассматривается во множестве монографий [4,21,28]. Конкретный вид зависимости свойств от температуры отпуска может существенно отличаться от одной марки стали к другой, однако общий вид зависимости одинаков для всех углеродсодержащих низколегированных конструкционных сталей: при повышении температуры отпуска предел прочности и предел текучести уменьшаются, а относительное удлинение и относительное сужение увеличиваются. Пример такой зависимости для стали марки 50CrV4 изображен на рисунке 1.9 [4]

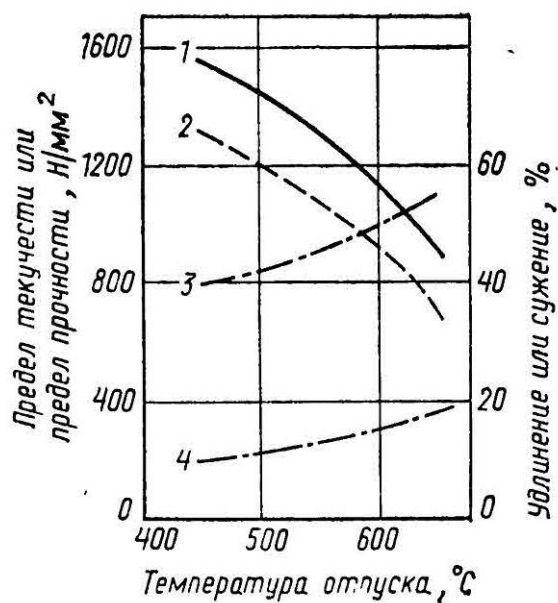


Рисунок 1.9 – Диаграмма улучшения для стали 50CrV4. 1 – предел прочности, 2 – предел текучести, 3 – сужение, 4 – удлинение ( $t=4d$ ).

Таким образом, превышение предела текучести над заданным верхним пределом означает, что температура отпуска изделия была ниже требуемой для нужных механических свойств.

Испытания на ударную вязкость также позволяют выявить ряд существенных механических свойств стали после термообработки. Согласно принятым ТУ при испытаниях на ударный излом, выполненных при температуре  $-50^{\circ}\text{C}$  доля вязкой составляющей в изломе образцов не должна быть ниже 50%. Данные значения говорят о том, что требуемый порог хладноломкости должен равняться  $T_{50}=-50^{\circ}\text{C}$ . Достаточно хорошо известно, что доля вязкой составляющей в изломе образца при испытании на ударную вязкость, в первую очередь, определяется пластичностью стали [15, 22] и зависит преимущественно от ударной вязкости КСУ стали, а также имеет сходный с ней характер зависимости от режимов обработки. Таким образом, при повышении температуры отпуска и испытаниях на ударный излом, выполненных при одинаковой температуре изделия, наблюдается увеличение доли вязкой составляющей в изломе ударных

образцов. Пример такой зависимости приведен в работе Качанова Н.Н. [18] (см. рисунок 1.10)

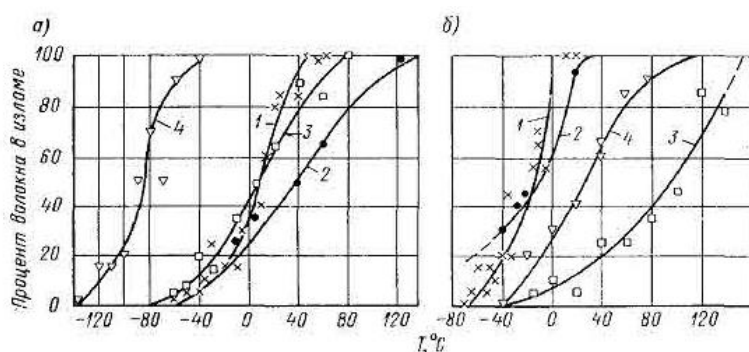


Рисунок 1.10 – Влияние режима отпуска и легирования стали на изменение волокнистости в изломе ударных образцов (а – Mn-Mo-Cr сталь, б – Mn-Mo-Cr-V сталь) (1 – металл без термообработки; 2 – металл после закалки; 3 – металл после закалки и отпуска при 550°C, 4 – металл после закалки и отпуска при 650°C).

Анализ кривых 3 и 4 на рисунке позволяет увидеть, что при повышении температуры отпуска с 550 до 650 °C доля волокнистой составляющей в изломе ударных образцов значительно повышается (особенно для сталей состава Mn-Mo-Cr [32]).

Таким образом, проанализировав причины несоответствия механических свойств образцов, полученных после термоулучшения, а также приняв во внимание удовлетворительные результаты испытаний труб после закалки, можно сделать вывод, что брак при термообработке произошел вследствие недогрева труб в печи при снятии остаточных напряжений, либо вследствие малой изотермической выдержки труб во время отпуска.

#### 1.4. Выводы и постановка задач исследования

Проведенный совокупный анализ существующих методик расчета теплофизических процессов в нагревательных печах показал, что их возможности для расчета теплообмена излучением, как основного механизма теплопередачи при нагреве труб в печи, ограничены. Классические упрощенные методики [9, 20]

не позволяют рассчитать детальную картину температурного профиля при нагреве металла. В настоящее время все большее распространение получает расчет теплофизических процессов с использованием коммерческих программ для расчета вычислительной гидродинамики (CFD). Альтернативой данным методам являются усовершенствованные в работах [1, 23] варианты зонального метода расчета теплообмена излучением. Однако они нуждаются в усовершенствовании в части расчета обобщенных угловых коэффициентов, поскольку существующие методики расчета либо требуют больших вычислительных затрат (в случае численного интегрирования по поверхностям и объемам), либо характеризуются простотой программирования, однако имеют недостаток в виде вероятностного характера получаемых результатов (при использовании имитационного моделирования методом Монте-Карло).

Одновременно необходимо отметить возрастающую сложность применяемого для нагрева труб оборудования. В качестве примера была рассмотрена линия финишной обработки труб в цехе №4 ОАО «Первоуральский Новотрубный Завод». Основными элементами линии являются печи для нагрева труб под закалку и для снятия остаточных термических напряжений. Современная методология печестроения состоит в увеличении универсальности печей за счет использования современных материалов при их конструировании. Однако, требование универсальности (возможность обрабатывать горячедеформированные трубы в широком диапазоне сортаментов и марок сталей) ведет к ужесточению соблюдения параметров технологических процессов при нагреве труб. В п.1.3 показано, что несоответствие фактических параметров нагрева труб (скорости и длительности нагрева) ведет к получению брака в механических свойствах готовых труб.

В этой связи, целями настоящей работы являются:

1. Разработка метода корректировки и совершенствования существующей технологии нагрева и выдержки горячедеформированных труб с использованием анализа процессов тепломассопереноса в печном пространстве,

2. Усовершенствование режима работы печи для нагрева труб с целью повышения стабильности контролируемых в процессе нагрева параметров.

В рамках поставленных целей работы сформулированы следующие задачи:

1. Разработать адаптацию имеющегося метода моделирования теплообмена излучением (зонального метода) для расчета теплообмена при нагреве труб: 1) разработать простую с вычислительной точки зрения и быструю модель излучения продуктов сгорания, как одного из основных источников тепла в печи; 2) разработать метод расчета переноса излучения в случае сложной геометрической конфигурации, характерной для печного пространства с трубами.

2. Разработать методику определения допустимого диапазона параметров работы печи (темпа шагания балок печи и температуры выдержки труб) для получения заданного теплового режима нагрева труб.

3. Провести анализ и моделирование процессов, происходящих в печи, с целью минимизации влияния возмущающих факторов (подсосов холодного воздуха в печь, выбивания горячего воздуха при открытии загрузочных и разгрузочных окон) на стабильность газодинамического режима работы печи.

4. Разработать схему установки и алгоритм стабилизации газодинамического режима работы печи, минимизирующие влияние возмущающих факторов.

5. Разработать усовершенствование метода контроля температуры труб с помощью монохроматического пирометра с целью минимизации влияния возмущающих факторов на показания прибора.

## ГЛАВА 2. РАЗВИТИЕ ЗОНАЛЬНОГО МЕТОДА МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ ДЛЯ АНАЛИЗА ПРОЦЕССОВ НАГРЕВА ТРУБ

### 2.1. Особенности моделирования теплообмена излучением

Как было показано в главе 1, основной вклад в процесс теплообмена в печном пространстве при нагреве труб до температур 500-1000С вносит теплообмен излучением между металлом, заполняющими печь продуктами сгорания топлива (смесь CO<sub>2</sub>+H<sub>2</sub>O при использовании органического топлива, например, природного газа) и ограничивающими конструкциями печи (стенки, свод, под).

В основе теплопередачи излучением лежит процесс испускания нагретым телом фотонов энергии, сопровождающийся уменьшением температуры этого тела, и поглощения их другим телом с увеличением его температуры. Поскольку переносчиком данного вида теплопередачи являются электромагнитные волны, оно не зависит от теплоносителя и может быть реализовано в пустой среде (вакууме), разделяющей нагреватель и нагреваемое тело. Однако, учитывая поглощающую способность печной атмосферы, насыщенной углекислым газом и водяными парами, расчет теплообмена излучением должен быть дополнен учетом взаимодействия излучения с газовыми частицами, находящимися на его пути [47].

Ключевым подходом в моделировании теплообмена излучением является выражение плотности потока от излучающих тел с помощью плотности потока абсолютно-черного тела, получаемой из закона Стефана-Больцмана:

$$\frac{dQ}{dA dt} = \sigma_0 \cdot T^4, \quad (2.1)$$

где  $\sigma_0 = 5,667 \cdot 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup> · К<sup>4</sup>),

В случае использования спектральной модели излучения используется закон Планка, описывающий плотность потока излучения, как функцию температуры и длины волны:

$$E_{\lambda_0}(\lambda, T) = \frac{2\pi c_0^2 h}{\lambda^5} \cdot \frac{1}{e^{\frac{hc_0}{kT\lambda}} - 1}, \quad (2.2)$$

где  $h = 6,62,62 \cdot 10^{-34}$  Дж · с - постоянная Планка;

$k = 1,3807 \cdot 10^{-23}$  Дж/К – постоянная Больцмана;

$c_0 = 2,9979 \cdot 10^8$  м/с – скорость света в пустоте.

Учитывая диффузный характер распространения излучения с необработанной поверхности металлических изделий и конструкционных элементов печи, целесообразно в качестве модели их излучения использовать модель серого тела: спектр излучения сходен со спектром излучения черного тела, но значения спектральных и интегральных характеристик ослаблены с использованием степени черноты  $\varepsilon$ . Для неполированных металлических изделий типичным является слабая зависимость степени черноты от температуры при температурах до 900С [14]. В рассматриваемом диапазоне температур степень черноты может быть принята в пределах  $\varepsilon = 0,75..0,9$ .

В то же время для печных газов такое моделирование неприменимо в связи с их линейчатым, а не непрерывным спектром излучения. Для моделирования излучения печных газов разработаны и применяются различные группы моделей, основанные как на аппроксимации имеющихся экспериментальных данных (LBL-модели), так и на теоретических представлениях о излучении газов (WideBand-модели).

## **2.2. Основные положения и формулировки при моделировании теплообмена излучением с помощью зонального метода**

К настоящему времени сложилось несколько подходов к моделированию теплового излучения. Коммерческие программы, сочетающие в себе расчет теплообмена излучением с расчетом гидродинамики, горения и других физических процессов, как правило, используют конечноэлементные методы: метод дискретных ординат (DOM), метод конечных объемов (FVM) и т.п.

Особенность этих методов заключается в однократном полном расчете всех потоков тепла в системе, исходя из жестко заданных граничных условий. При изменении хотя бы одного граничного условия расчет необходимо полностью проделывать заново, что, вместе с необходимостью разбивать рабочий объем сеткой достаточно мелкого масштаба, делает данные методы требовательными к времени расчета и компьютерным мощностям. Другой подход состоит в разбиении всех поверхностей и рабочего объема системы на относительно небольшое число зон с дальнейшим получением для данного разбиения некоторой промежуточной характеристики, инвариантной к части граничных условий. Такой характеристикой, как правило, является матрица размерности  $N \times N$  (где  $N$  – число выделенных зон), называемая матрицей обобщенных угловых коэффициентов излучения (в англоязычной литературе для аналогичных целей введена матрица прямых взаимных поверхностей (Direct Exchange Area Matrix – DEA). Данная матрица, будучи вычисленной однократно, существенно упрощает дальнейшее вычисление тепловых потоков в системе для различных наборов граничных условий. Это позволяет вычислить матрицу обобщенных угловых коэффициентов один раз, и в дальнейшем проводить быстрые расчеты с различными наборами граничных условий. Например, нахождение неизвестных температур зон в системе уравнений теплового баланса. Таким образом, преимуществами методов конечных элементов являются простота программирования, использование той же сетки элементов, что и для методов расчета гидродинамики и горения. Однако, данные методы не оптимизированы для многократных вычислений с различными граничными условиями. Преимуществами зонального метода являются его вычислительная точность, а также сокращение вычисления для расчета при изменении граничных условий (граничных потоков или температур). К недостаткам данного метода можно отнести то, что он требует построения отдельной упрощенной сетки зон, а также повышенную вычислительную сложность определения обобщенных угловых коэффициентов, зависящих как от геометрических соотношений, так и от



физических параметров (концентраций веществ и температуры печной атмосферы).

В зональном методе можно выделить несколько характерных этапов:

1. Выделение в системе поверхностных и объемных зон, характеризующихся в первом приближении постоянными физическими параметрами внутри зоны (температура, коэффициенты поглощения и отражения и т.п.)

2. Присвоение каждой из зон системы присущих ей оптических свойств (степень черноты для поверхностных зон, коэффициент поглощения для объемных зон) на основании принятых моделей излучения поверхностей твердых тел и газов.

3. Вычисление матрицы обобщенных угловых коэффициентов на основании геометрического взаиморасположения зон и их оптических свойств.

4. В случае присутствия в системе отражающих поверхностей вычисление матрицы обобщенных разрешающих угловых коэффициентов, учитывающих переотражения излучения в системе.

5. Вычисление потоков на каждую из поверхностных и объемных зон на основании полученных величин.

### **2.2.1. Вычисление матрицы обобщенных угловых коэффициентов с учетом поглощения и излучения граничных поверхностей и объемных зон**

Рассмотрим этап нахождения матрицы обобщенных угловых коэффициентов, как наиболее трудоемкий с точки зрения времени вычисления и вычислительных ресурсов.

Пусть на предыдущих этапах в системе было выделено две поверхностных зоны с номерами  $i$  и  $j$ . В терминах зонального метода поток от зоны  $i$ , который падает на зону  $j$  без учета переотражений излучения от других зон представляется в виде:

$$Q_{i \rightarrow j} = A_i \psi_{ij} \cdot J_i, \quad (2.3)$$

где

$A_i$  – площадь поверхности зоны  $i$ ;

$\psi_{ij}$  – обобщенный угловой коэффициент излучения с зоны  $i$  на зону  $j$ ;

$J_i$  – интенсивность излучения зоны  $i$ .

Для определения коэффициента  $\psi_{ij}$  требуется интегрирование:

$$\psi_{ij} = \frac{1}{A_i} \int_{A_i} \int_{A_j} e^{-\tau(dA_j, dA_i)} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi L^2} dA_j dA_i, \quad (2.4)$$

где

$dA_i$  и  $dA_j$  – элементарные площадки, выделенные на поверхности зон  $i$  и  $j$ ;

$A_j$  и  $A_i$  – площади поверхности зон  $i$  и  $j$ ;

$\theta_i$  и  $\theta_j$  – углы между нормальными к поверхности зон и лучем, связывающим их между собой.

$\tau(dA_j, dA_i)$  – оптическая толщина слоя среды на пути луча между площадками  $dA_i$  и  $dA_j$ , вычисляемая по формуле:

$$\tau(dA_j, dA_i) = \int_0^L k(l) dl, \quad (2.5)$$

$L$  – расстояние между элементарными площадками зон;

$k(l)$  – коэффициент поглощения среды, находящейся между элементарными площадками зон.

Легко увидеть, что коэффициенты  $\psi_{ij}$  образуют матрицу размером  $N_s \times N_s$  ( $N_s$  – число поверхностных зон в системе). Данная матрица называется матрицей обобщенных угловых коэффициентов излучения. Естественным образом данная матрица расширяется на общее количество зон системы путем введения обобщенных угловых коэффициентов вида “поверхность-объем”, “объем-поверхность”, “объем-объем”. Пример коэффициента “объем-поверхность”:

$$\psi_{ij} = \frac{1}{4V_i} \int_{V_i} \int_{A_j} e^{-\tau(dA_j, dV_i)} \frac{\cos \theta_j}{\pi L^2} k dA_j dV_i, \quad (2.6)$$

где

$i$  – номер выбранной объемной зоны;

$j$  – номер выбранной поверхностной зоны;

$dV_i$  – элементарный объем зоны  $i$ ;

$V_i$  – общий объем зоны  $i$ .

Полная матрица прямых взаимных поверхностей имеет размер  $(N_s + N_g) \times (N_s + N_g)$ , где  $N_s$  – количество поверхностных зон,  $N_g$  – количество объемных зон.

Основная вычислительная трудность состоит в определении интегралов, приведенных выше. Различные способы их вычисления были разработаны для случая прозрачной среды, что позволяет упростить интегрирование. Для случая прозрачной среды используются методы:

1. Прямое интегрирование:

1.1. Интегрирование путем разбиения площадей и объемов зон на элементарные площадки;

1.2. Замена интегрирования по площади интегрированием по контуру;

2. Статистические методы, одним из которых является широко распространенный метод Монте-Карло;

3. Специфические методы (метод натянутых нитей, метод единичной сферы и т.д.).

Первые две группы методов могут быть обобщены на случай поглощающей и излучающей среды. Однако, метод Монте-Карло характеризуется невысокой точностью и неустранимой погрешностью результатов, что вызвано его вероятностной природой. Вместе с тем повышение точности в нем требует значительного увеличения объема вычислений. В противоположность ему метод прямого интегрирования позволяет найти обобщенные угловые коэффициенты с любой наперед заданной точностью, что определяется уменьшением шага

интегрирования. Однако его недостатком является значительная вычислительная сложность, связанная в большей степени с интегрированием по объему (т.е. при получении элементов для взаимодействий “поверхность-объем”, “объем-поверхность”, “объем-объем”).

Вместе с тем, как будет показано в параграфе 2.3., вычисление коэффициентов  $\psi_{ij}$  для случая поглощающей и излучающей среды может быть сведено к вычислению одним из вышеперечисленных методов для прозрачной среды путем замены непрерывного спектра направлений излучения на дискретный конечный набор направлений. Впервые эта мысль была развита в работе Локвуда [57] в зарубежной литературе, и Лисиенко В.Г. [23,26] в отечественной литературе.

### 2.2.2. Вычисление матрицы обобщенных разрешающих угловых коэффициентов

Вычисление обобщенных разрешающих коэффициентов излучения  $\Psi_{ij}$  целесообразно рассмотреть в терминах полных взаимных поверхностей  $\overline{S_i S_j}$ , которые связаны с разрешающими коэффициентами соотношением:

$$\overline{S_i S_j} = A_i \Psi_{ij} . \quad (2.7)$$

Методы вычисления матрицы полных взаимных поверхностей  $\overline{SS}$  так или иначе сводят задачу их вычисления к решению систем линейных уравнений (СЛУ) с различными правыми частями. Наиболее наглядно это выглядит при матричной записи, использованной Ноблом и представленной в работе [58].

В этом случае матрица полных взаимных поверхностей  $\overline{SS}$  получается с помощью решения матричного уравнения:

$$\overline{SS} = T^{-1} S , \quad (2.8)$$

где

$T$  и  $S$  матрицы размера  $N \times N$ ;

$T^{-1}$  - матрица, обратная матрице  $T$ .

$$\mathbf{T} = \begin{pmatrix} \frac{1}{\varepsilon_1} - \frac{r_1 \overline{s_1 s_1}}{\varepsilon_1 A_1} & -\frac{r_2 \overline{s_1 s_2}}{\varepsilon_2 A_2} & \dots & -\frac{r_N \overline{s_1 s_N}}{\varepsilon_N A_N} \\ -\frac{r_1 \overline{s_2 s_1}}{\varepsilon_1 A_1} & \frac{1}{\varepsilon_2} - \frac{r_2 \overline{s_2 s_2}}{\varepsilon_2 A_2} & \dots & -\frac{r_N \overline{s_2 s_N}}{\varepsilon_N A_N} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -\frac{r_1 \overline{s_N s_1}}{\varepsilon_1 A_1} & -\frac{r_2 \overline{s_N s_2}}{\varepsilon_2 A_2} & \dots & \frac{1}{\varepsilon_N} - \frac{r_N \overline{s_N s_N}}{\varepsilon_N A_N} \end{pmatrix}, \quad (2.9)$$

$$\mathbf{S} = \begin{pmatrix} \overline{s_1 s_1} \varepsilon_1 & \overline{s_1 s_2} \varepsilon_2 & \dots & \overline{s_1 s_N} \varepsilon_N \\ \overline{s_2 s_1} \varepsilon_1 & \overline{s_2 s_2} \varepsilon_2 & \dots & \overline{s_2 s_N} \varepsilon_N \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \overline{s_N s_1} \varepsilon_1 & \overline{s_N s_2} \varepsilon_2 & \dots & \overline{s_N s_N} \varepsilon_N \end{pmatrix}, \quad (2.10)$$

где

$\overline{s_i s_j} = A_i \psi_{ij}$  – прямая взаимная поверхность между зонами  $i$  и  $j$ ;

$\varepsilon_i$  – степень черноты зоны  $i$ ;

$r_i$  – коэффициент отражения для зоны  $i$ .

Вычислительная сложность получения обратной матрицы  $\mathbf{T}^{-1}$  составляет  $O(N^3)$  и является наиболее сложной операцией в решении матричного уравнения, определяя общую вычислительную сложность получения полных взаимных поверхностей, а, следовательно, и обобщенных разрешающих угловых коэффициентов.

Недостатком данного способа является большая вычислительная сложность решения матричного уравнения при больших размерах матриц. Кроме этого, данный способ не предусматривает варьирования точности получаемого результата. Данное варьирование может быть необходимо, когда в задаче допустимо снижение вычислительных затрат в ущерб точности получаемых результатов вычисления.

### 2.2.3. Определение тепловых потоков и равновесных температур поверхностных и объемных зон

Стационарное распределение тепловых потоков вычисляется с помощью уравнений теплового баланса для каждой из поверхностных и объемных зон

модели. Условием достижения стационарного состояния системы принимается равенство поглощенного и излученного потока энергии для каждой зоны. Решение системы уравнений теплового баланса позволяет найти равновесные температуры зон, что, в свою очередь, делает возможным рассчитать потоки энергии, проходящие через зоны. В связи с нелинейным характером системы уравнений ее решение как правило проводится численными методами.

Система уравнений теплового баланса решается с учетом граничных условий: входной температуры металла, температуры и количества образующихся в печи продуктов сгорания, температуры стенок и свода, условий внешнего теплообмена. Для каждой из поверхностных и объемных зон составляется уравнение баланса, неизвестными величинами в котором являются температуры зон.

Рассмотрим уравнение теплового баланса для каждой зоны в виде:

$$Q^R + Q^\alpha + Q^A + Q^X = Q_{\Pi}^\alpha + Q_{\Pi}^S, \quad (2.11)$$

где

$Q^R$  – количество тепла, подводимое к зоне за счет теплообмена излучением;

$Q^\alpha$  – количество тепла, подводимое к зоне за счет теплообмена конвекцией;

$Q^A$  – количество тепла, подводимое к зоне за счет движения металла и продуктов сгорания из соседних зон;

$Q^X$  – количество тепла, выделяемого в зоне за счет химического сгорания топлива;

$Q_{\Pi}^\alpha$  – количество тепла, теряемое зоной за счет теплопроводности через стенки и свод печи;

$Q_{\Pi}^S$  – количество тепла, теряемое зоной за счет иных потерь (водоохлаждение роликов, выбивание через открытые окна и т.д.).

Совокупность уравнений приведенного выше вида для всех зон геометрического шаблона образует систему уравнений, описывающую тепловой баланс системы. В зависимости от выделенного количества зон система состоит из  $N = M + K$  уравнений, где  $M$  – количество поверхностных зон;  $K$  – количество объемных зон.

Систему уравнений можно записать в том же виде, заменив отдельные коэффициенты матричными.

Для записи системы уравнений в матричной форме используем запись векторов температур:

$$T = \begin{pmatrix} T_1 \\ \dots \\ T_N \end{pmatrix} \quad \theta = \begin{pmatrix} T_1^4 \\ \dots \\ T_N^4 \end{pmatrix}. \quad (2.12)$$

Представим систему в матричном виде:

$$RR \cdot \theta + DD \cdot T + DP \cdot T + A \cdot T + S^\alpha = S^A + S^{QX}, \quad (2.13)$$

$RR$ ,  $RP$ ,  $DD$ ,  $DP$ ,  $A$  – квадратные матрицы размером  $N \times N$ , содержащие постоянные коэффициенты при неизвестных температурах.

Векторы  $S^\alpha$ ,  $S^A$ ,  $S^{QX}$  имеют размер  $N \times 1$  и содержат постоянные коэффициенты, в сумме образующие свободные члены уравнений системы.

Физический смысл используемых матриц и их связь с введенными ранее величинами раскрываются в формулах:

$$Q^R = RR \cdot \theta, \quad (2.14)$$

$$Q^\alpha = DD \cdot T, \quad (2.15)$$

$$Q_{\Pi}^\alpha = DP \cdot T, \quad (2.16)$$

$$Q_{\Pi}^S = S^\alpha, \quad (2.17)$$

$$Q^A = A \cdot T + S^A, \quad (2.18)$$

$$Q^x = S^{Qx} . \quad (2.19)$$

Здесь,

RR – матрица коэффициентов теплообмена излучением;

DD – матрица коэффициентов конвективного теплообмена;

DP – матрица коэффициентов для вычисления количества тепла, переносимого посредством теплопередачи;

$S^a$  – постоянная составляющая потерь за счет теплопроводности;

A – диагональная матрица, характеризующая процесс адвекции;

$S^A$  – постоянная составляющая потерь за счет адвекции;

$S^{Qx}$  – постоянная составляющая, показывающая количество химического тепла;

Решая данную систему уравнений относительно неизвестных температур  $T_i$  можно получить температурное поле во внутривыпечном пространстве.

Расчет динамического режима отличается тем, что в нем учитываются начальные температуры зон  $T_{0i}$   $i=1..N$ . Если при стационарном режиме выбор начальных температур не влияет на результат моделирования, а влияет только на скорость нахождения результата, то при динамическом режиме от выбора начальных температур зон зависит динамика изменения температуры каждой зоны модели, и если данная динамика важна при моделировании, начальные температуры зон должны отражать реальные в некоторый начальный момент времени.

В отличие от стационарного режима система нелинейных уравнений баланса не решается, однако используется для нахождения невязок. Физический смысл невязок состоит в величине потока тепла, получаемого каждой зоной в течение небольшого промежутка времени. Основным предположением является то, что при достаточно малом шаге моделирования температуры зон меняются незначительно. Следовательно, потоки тепла, которыми обмениваются зоны, можно на этом промежутке времени считать постоянными. Таким образом, время моделирования дискретизируется достаточно малыми отрезками, в течение



которых температуры зон и потоки тепла остаются постоянными. В конце периода дискретизации температуры зон корректируются с учетом полученного ими тепла. Новый период дискретизации происходит уже со скорректированными температурами зон. Максимально допустимое время дискретизации определяется индивидуально для каждой модели, однако с учетом динамики нагрева металла (как агента с самой малой инерционностью нагрева) целесообразно выбирать данное время в пределах 1-5 секунд.

Таким образом, алгоритм моделирования состоит в следующем:

1. Выбираем вектор начального приближения температур  $T_{0i}$  и приравниваем их текущим температурам зон модели

$$T_i = T_{0i}; \quad (2.20)$$

2. Выбираем дискрет времени  $\tau_0$ ;
3. Повторяем итерационно до достижения заданного времени окончания моделирования  $\tau_k$  следующую последовательность действий:

- 3.1. Вычисляем вектор невязки  $\xi_0$

$$\xi_0 = (RR + RP) \cdot \Theta'_0 + S^R + (DD + DP) \cdot T'_0 + S^\alpha + A \cdot T'_0 + LMB \cdot T'_0 + S^{QX}; \quad (2.21)$$

- 3.2. Вычисляем количество тепла, получаемого зонами за время дискретизации

$$Q_{Bxi} = \xi_i \cdot \tau_0, i = 1..N \quad (2.22)$$

- 3.3. Вычисляем поправки температур зон:

$$\Delta T_i = \frac{Q_{Bxi}}{C_{Vi} \cdot V_i}, i = 1..N \quad (2.23)$$

Где  $C_{Vi}$  – удельная объемная теплоемкость материала зоны  $i$ ;

$V_i$  – объем зоны  $i$ .

- 3.4. Вычисляем новые температуры зон

$$T_i = T_i + \Delta T_i, i = 1..N; \quad (2.24)$$

- 3.5. Увеличиваем счетчик времени

$$\tau = \tau + \tau_0; \quad (2.25)$$

3.6. Если  $\tau < \tau_k$ , то вывод промежуточных температур и потоков и возврат к п. а)

4. Вывод результирующих температур и потоков.

При выделении в виде отдельных зон труб или групп труб в печи данный метод позволяет смоделировать температуру трубы от ее захода в печь до выхода из печи по окончании нагрева. Также имеется возможность оценить поток тепла, поглощаемого трубой на каждом из этапов ее движения по печи, и тем самым отследить динамику ее нагрева и выдержки.

### **2.3. Особенности моделирования теплообмена при нагреве трубных заготовок в закрытых печных пространствах**

Для получения достоверной картины распределения тепловых потоков, поступающих к трубам в каждый момент времени в печи, необходимо максимально точное определение принятых в модели параметров, влияющих на теплоперенос. Так как основным источником тепла в печи является сжигаемое в горелках топливо, то особое внимание необходимо уделить составу газовой смеси, образуемой в процессе горения. Для природного газа продукты сгорания представляют собой смесь диоксида углерода и водяных паров ( $\text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$ ). Эти газы являются основными излучающими компонентами атмосферы печного пространства, а их высокая температура и значительный объем делает их одним из основных источников излучения в печи в целом. Ключевой характеристикой, определяющей степень излучения печной атмосферы, является коэффициент поглощения  $k$ , который может быть получен из выражения:

$$k(T, p_{\text{CO}_2}, p_{\text{H}_2\text{O}}) = \frac{1}{L} \ln \left( 1 - \varepsilon(T, p_{\text{CO}_2}, p_{\text{H}_2\text{O}}) \right), \quad (2.26)$$

где  $\varepsilon$  – интегральная степень черноты рассматриваемого объема газовой смеси;  $L$  – длина характеристического пути луча в данном объеме.

Учитывая сильную зависимость параметра  $\varepsilon$  от состава газовой смеси, геометрической конфигурации занимаемого газом объема и температуры газа, его определение сопряжено со значительными вычислительными трудностями, вызванными существенным изменением температур и состава газа как в различных точках печного пространства так и в различные моменты времени в процессе сгорания топлива. Таким образом, задача быстрого и относительно простого вычисления интегральной степени черноты газа при заданных температуре и составе выходит на первый план при моделировании процессов, происходящих в печи при нагреве трубной заготовки. Более подробно данный вопрос рассмотрен в параграфе 2.4.

Другой особенностью моделирования тепловых процессов, сопровождающих нагрев труб, является геометрическая конфигурация системы труб и ограничивающих стенок печи. Характерным свойством этой конфигурации является наличие протяженных в одном направлении заготовок цилиндрической формы. Соотношение диаметра трубы и ее длины может достигать 1:100, что требует особого подхода к обработке такой геометрической системы. Например, применение статистических методов (Монте-Карло) при определении доли падающего на трубу излучения может не дать удовлетворительного результата, вследствие малой поверхности трубы по сравнению с другими объектами (стенки, свод и т.п.). Такая сложная для моделирования геометрия потребует значительного увеличения объема вычислений, либо применения специальных приемов, учитывающих ее специфику. В работе разработан алгоритм, позволяющий с достаточной степенью точности оценить требуемые тепловые параметры такой геометрической системы как “газ-кладка-трубы”. Пример, иллюстрирующий работу алгоритма, для модели, в которой трубы моделируются полыми шестигранниками, изображен на рисунке 2.1.

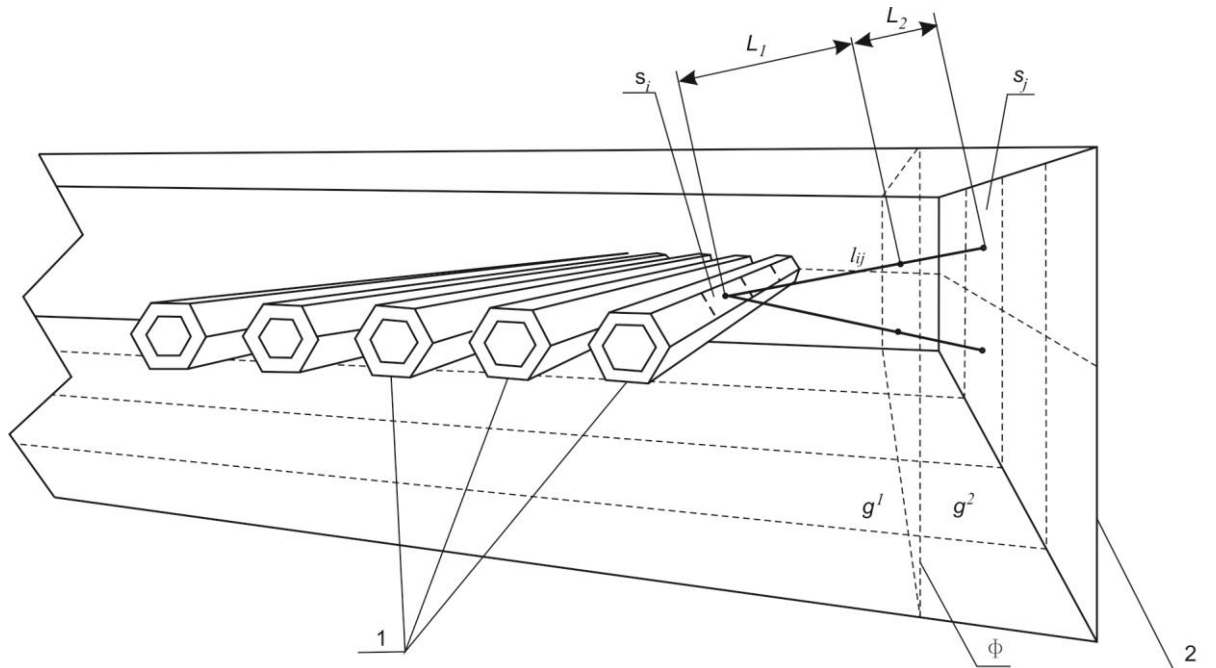


Рисунок 2.1 – Иллюстрация особенностей геометрической конфигурации системы “газ-кладка-трубы”. 1 – трубы в печном пространстве, 2 – ограничивающие конструкции (кладка) печи.

Для определения доли падающего излучения на трубе выделяется участок поверхности  $s_i$ , достаточно малый по площади для того, чтобы считать разницу температур в различных точках его поверхности пренебрежимо малой. Все пространство печной кладки разбивается на поверхностные зоны так, что тепловые параметры в пределах каждой из них предполагаются неизменными. Пример такого разбиения приведен на вертикальной боковой стенке печи пунктирными линиями. Одна из таких зон выделена обозначением  $s_j$ . Печное пространство поделено на объемные зоны с постоянным химическим составом (на рисунке 2.1 обозначены две такие зоны  $g^1$  и  $g^2$ , разделенные виртуальной плоскостью  $\Phi$ ), для каждой из которых вычисляется коэффициент поглощения  $k_r$  на основании предварительных данных о составе и температуре газовой смеси.

Для моделирования подобных геометрических конфигураций был разработан алгоритм, при котором для вычисления обобщенных угловых коэффициентов излучения  $\psi_{ij}$ , отвечающих за взаимодействие между поверхностными зонами, энергия дискретизируется по направлениям,

соединяющим геометрические центры поверхностных зон (линия  $l_{ij}$  на рисунке 2.1). При отслеживании лучей, соединяющих поверхностные зоны между собой, параллельно собирается информация об объемных зонах, пересекаемых этими лучами, а именно определяются расстояния  $L_1$  и  $L_2$ . Собранная информация используется для вычисления элементов типа “поверхность-объем” и “объем-объем”, что позволяет избавиться от численного интегрирования с поверхности на объем и с объема на объем, составляющего большую часть вычислений при нахождении этих элементов. Итогом работы алгоритма является вычисление обобщенного углового коэффициента от зоны  $i$  к  $j$  по формуле (применительно к рисунку 2.1.):

$$\psi_{ij} = e^{-(k_1 L_1 + k_2 L_2)} \psi_{ij}^0, \quad (2.27)$$

Где  $A_i$  – площадь поверхности зоны  $s_i$ ,  $\psi_{ij}^0$  – угловой коэффициент с зоны  $s_i$  на зону  $s_j$  при условии прозрачной среды между ними.

Для получения всех коэффициентов  $\psi_{ij}$  вышеописанные действия необходимо повторить для каждой из имеющихся пар поверхностных зон в системе.

Основной вычислительный объем алгоритма сосредоточен в отслеживании пути лучей, соединяющих центры поверхностных зон системы. Более подробно разработанный алгоритм дискретизации излучения по направлениям описан в параграфе 2.5 и опубликован в работе [37].

#### **2.4. Развитие модели излучения продуктов сгорания органического топлива**

Использование зонального метода при расчете теплообмена излучением требует учета влияния на теплообмен газов, заполняющих рабочее пространство печи. Как правило, в пламенных печах это смесь водяного пара и диоксида углерода. Влияние газа учитывается путем введения интегрального  $\alpha_{\Sigma}$  или спектрального  $\alpha_{\lambda}$  коэффициента поглощения слоя газов, более детально описанного в [14]. С использованием введенного коэффициента поглощения

вычисляется интегральная  $\varepsilon_{\Sigma}$  или спектральная  $\varepsilon_{\lambda}$  степень черноты газов, непосредственно используемая в расчете зональным методом.

### 2.4.1. Краткий обзор существующих моделей селективного излучения

На сегодняшний день существует несколько методов, позволяющих вычислить интегральную степень черноты слоя газов. Классическим считается предложенный в работе Хоттеля [51] метод определения степени черноты по номограммам. Хоттелем были предложены номограммы зависимостей степени черноты от температуры с учетом параметра: произведение парциального давления на эффективную длину луча. По данным номограммам отдельно получают степени черноты углекислого газа  $\varepsilon_{CO_2}$  и степень черноты паров воды  $\varepsilon'_{H_2O}$ , которая корректируется по дополнительной номограмме с помощью поправочного коэффициента  $\beta_{H_2O}$ .

$$\varepsilon_{H_2O} = \varepsilon'_{H_2O} \beta_{H_2O} . \quad (2.28)$$

Данный коэффициент учитывает частичное перекрытие полос водяного пара. Степень черноты смеси газов определяется по формуле:

$$\varepsilon_{CO_2+H_2O} = \varepsilon_{CO_2} + \varepsilon_{H_2O} - \varepsilon_{CO_2} \varepsilon_{H_2O} . \quad (2.29)$$

Указанные номограммы были скорректированы позднее Лекнером [55], однако принципиальный характер определения степени черноты по ним сохранился. Недостатком данного метода является его применимость только для случая нормального атмосферного давления смеси газов ( $p_{общ} = 1$  атм). Применение данного метода существенно затруднено ввиду трудности достаточно точного представления номограмм в памяти вычислительной машины.

Для устранения последнего недостатка номограммы аппроксимируются с помощью одного из аналитических приближений. Одна из наиболее точных аппроксимаций была выполнена Лекнером [55], и имеет вид:

$$\varepsilon_0(p_a L, P = 1 \text{ bar}, T_g) = \exp \left[ \sum_{i=0}^M \sum_{j=0}^N c_{ij} \left( \frac{T_g}{T_0} \right)^j \left( \log_{10} \frac{p_a L}{(p_a L)_0} \right)^i \right], \quad (2.30)$$

$$T_0 = 1000K, (p_a L)_0 = 1 \text{ бар} \cdot \text{см}. \quad (2.31)$$

Коэффициенты  $c_{ij}$  задаются в табличной форме и определяются с учетом оптимизации данных формул по номограммам Хоттеля. Недостатком данного метода является необходимость пересчета коэффициентов для каждого компонента газовой смеси, а также значительная вычислительная трудность вышеприведенной формулы.

В последнее время основным методом расчета интегральной степени черноты водяного пара и углекислого газа при моделировании процессов теплообмена излучением является метод EWBM [54]. Основой данного метода является представление формы спектральных полос поглощения в виде экспоненциальных кривых. Данное предположение согласуется с квантово-механической природой спектральных линий. Ключевым в данном методе является определение для каждой полосы величины  $A^*$  - интегральной поглощательной способности полосы, с учетом вычисленного коэффициента перекрытия полос  $\beta$ . Вычисление данных величин основано частично на табличном представлении информации о полосах поглощения, частично на вычислении недостающих данных с учетом состава газа и его температуры итерационным методом. Более подробную информацию по модели EWBM можно найти в [58]. Данная модель показывает высокую точность соответствия номограммам Хоттеля и экспериментальным данным, что обусловило ее выбор в качестве источника эталонных данных для отладки многих более поздних методов определения степени черноты слоя газа. Дополнительным преимуществом метода EWBM является его применимость для условий, отличных от стандартных (при полном давлении, не равном 1 бар). Вместе с тем нельзя не отметить ее вычислительную сложность, препятствующую применению данной модели в современных коммерческих приложениях расчета теплообмена.

Для практических целей используется модель взвешенной суммы серых газов (WSGG), описанная в работе Смита [60]. Основой данной модели является представление газа как смеси нескольких газов с постоянным коэффициентом поглощения. В этом случае степень черноты газа рассчитывается по формуле:

$$\varepsilon = \sum_{i=0}^I a_{\varepsilon,i}(T)(1 - e^{-k_i P S}). \quad (2.32)$$

Коэффициенты  $a_{\varepsilon,i}(T)$ ,  $k_i$  определяются оптимизирующим методом для лучшего соответствия эталонному набору данных, полученных с помощью модели EWBM для данного состава газовой смеси.

Параметры  $a_{\varepsilon,i}(T)$  представлены в следующем виде:

$$a_{\varepsilon,i}(T) = \sum_{j=0}^J b_{\varepsilon,i,j} T^{j-1}. \quad (2.33)$$

Определение коэффициентов  $b_{\varepsilon,i,j}$ ,  $k_i$  для некоторых составов газов, а также выбор параметров модели  $I, J$  проведен в [60]. Существенным преимуществом данного метода является его вычислительная простота. Однако, если количество расчетных объемов, различающихся составом газа, велико, преимущества данного метода неочевидны. Для каждого из расчетных объемов требуется вычисление своего набора коэффициентов  $b_{\varepsilon,i,j}$ ,  $k_i$ , что значительно увеличивает время вычисления. Для модели с тремя серыми газами оптимизация по эталонному набору данных предполагает численную минимизацию функции четырех независимых переменных, требующую значительного времени расчета.

#### **2.4.2. Аппроксимирующая простая вычислительная модель, выработанная с учетом ограничения физических параметров печной атмосферы в нагревательных печах**

Для случая сжигания природного газа в котлах и пламенных печах Гурвичем и Митором была предложена аппроксимирующая формула, которая затем была опубликована в книге Блоха А.Г. [6]. Вид формулы:



$$p_{\Sigma} = p_{H_2O} + p_{CO_2}, \quad (2.34)$$

$$\alpha_r = \left( (0,78 + 1,6p_{H_2O}) / \sqrt{p_{\Sigma}L} - 0,1 \right) (1 - 3,7 \cdot 10^{-4}T) \quad (2.35)$$

$$\varepsilon = 1 - e^{-\alpha_r p_{\Sigma}L} \quad (2.36)$$

Данные формулы применимы при условиях:

$$0,012 \cdot 10^5 \leq p_{\Sigma}L \leq 2 \cdot 10^5 \text{ Па} \cdot \text{м}, \quad 700 \leq T \leq 1800 \text{ К}, \quad 0,2 \leq \frac{p_{CO_2}}{p_{H_2O}} \leq 2$$

Последнее условие исключает их применимость при расчете интегральной степени черноты отдельно для водяного пара и углекислого газа (т.е. при  $p_{H_2O} = 0$  или  $p_{CO_2} = 0$ ).

Сравнение формул (2.34)–(2.36) с данными расчета EWBM, использовавшимися как базовые, при условиях, типичных для дымовых газов пламенных печей:  $p_{H_2O} = 0..0,3$  атм,  $p_{CO_2} = 0..0,3$  атм,  $L=0,1–5,0$ м,  $T=1000..2000$ К показывает неплохое соответствие интегральной степени черноты для смеси газов (см. рисунок 2.2) при значительном рассогласовании для случаев расчета интегральной степени черноты паров воды и углекислого газа по отдельности (см, например, рисунок 2.3).

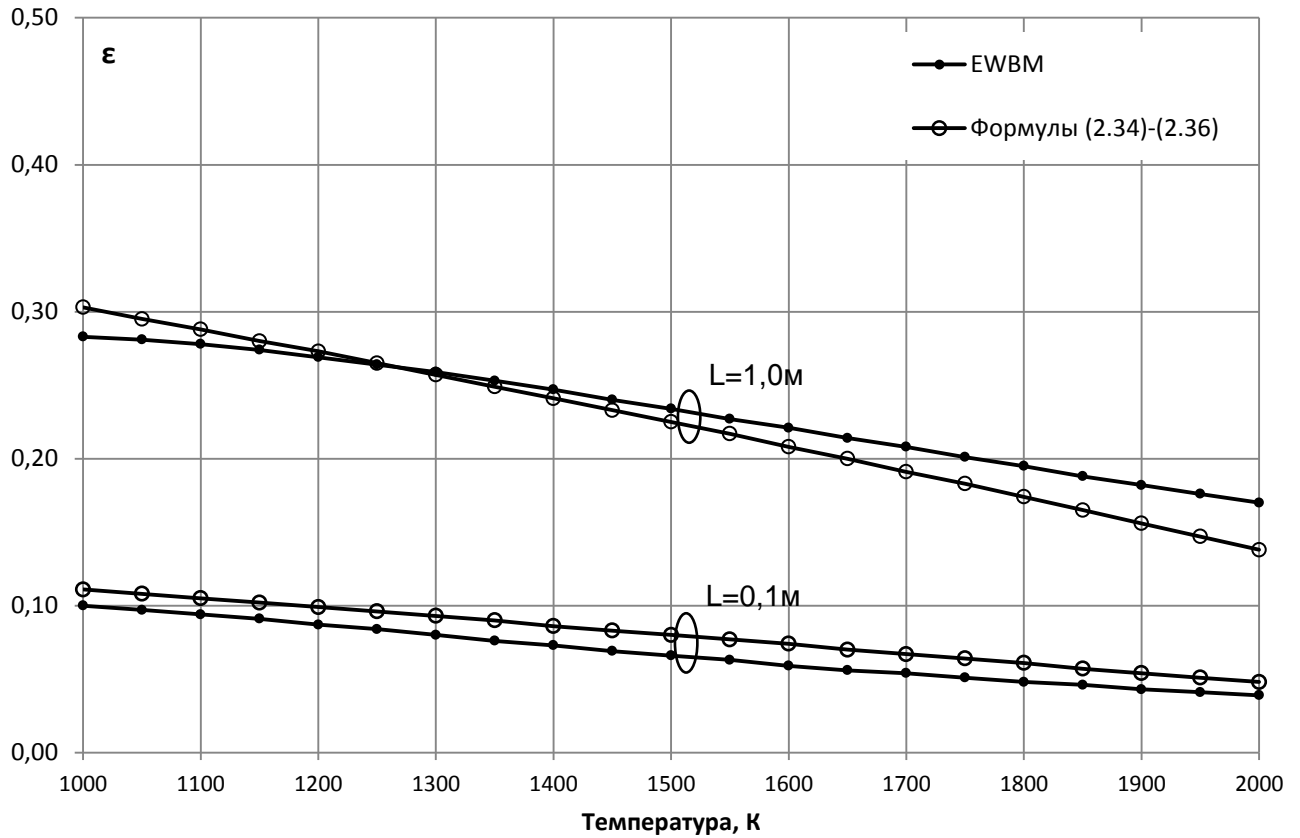


Рисунок 2.2 – Интегральная степень черноты смеси водяного пара и углекислого газа при  $p_{H_2O} = 0,2$  атм,  $p_{CO_2} = 0,1$  атм и различных значениях  $L$

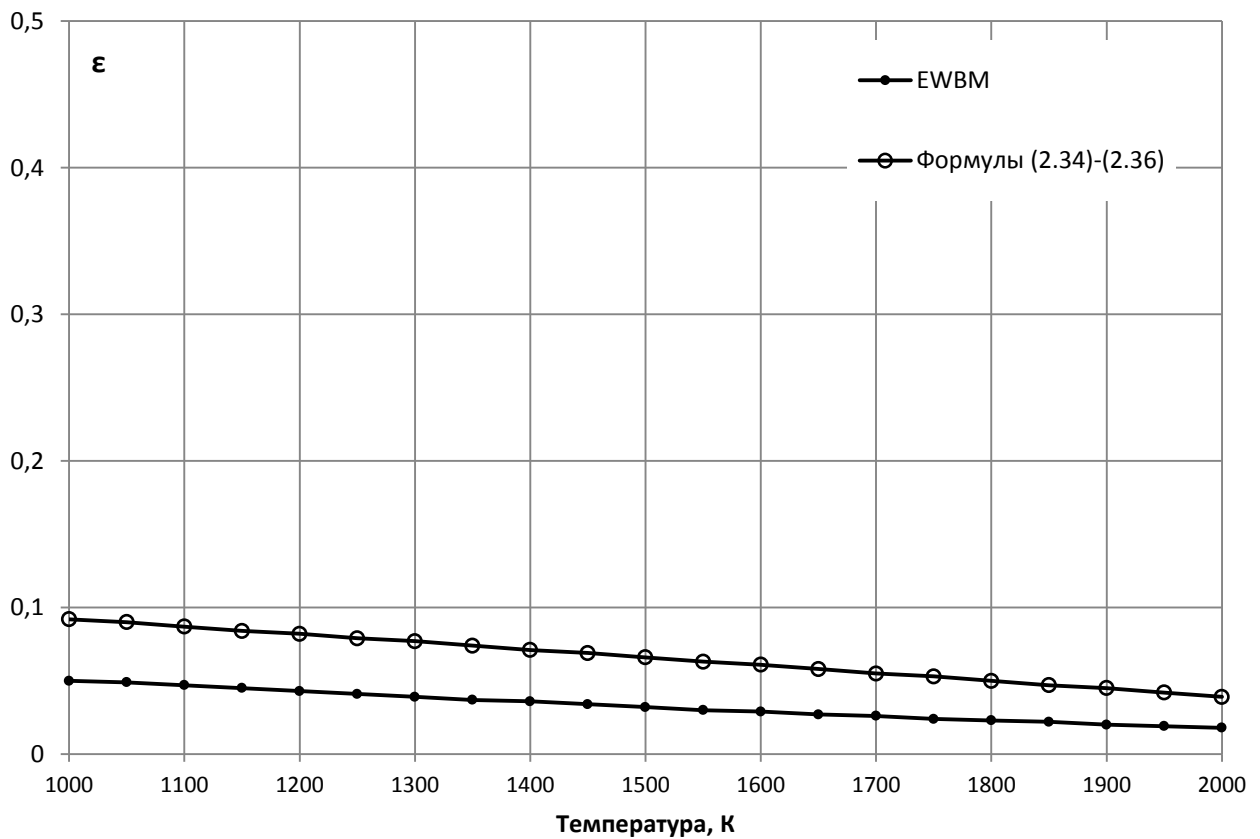


Рисунок 2.3 – Интегральная степень черноты водяного пара при  $L = 0,1$  м

Таким образом, в указанных условиях при необходимости расчета интегральной степени черноты смеси водяных паров и углекислого газа использование формул (2.34)–(2.36) предпочтительнее, чем модели EWBM, т.к. требует значительно меньшего объема вычислений.

Для более точного расчета интегральной степени черноты данных газов по отдельности формулу (2.35) целесообразно привести к следующему виду:

$$\alpha_r = \left( (0,78 + 1,6p_{H_2O}) / \sqrt{p_{\Sigma}L} - C \right) (1 - DT) \quad (2.37)$$

где

$$D = 2,15 \cdot 10^{-4} \left( 1 + e^{-\frac{p_{\Sigma}L}{0,2}} \right) \quad (2.38)$$

$$C = \frac{a_i}{L} + b_i \quad (2.39)$$

Параметры  $a_i, b_i$  выбираются с учетом заданного состава газа (что отражено в формуле использованием нижнего индекса  $i$ ) с помощью поиска наилучшего согласования формулы с данными, полученными с помощью модели EWBM или модели интегрирований спектральных линий поглощения [49, 59]. Данный поиск выполняется одним из методов поиска минимума целевой функции многих переменных. Целевая функция является критерием близости значений, получаемых по формуле, с набором данных, полученных с помощью модели EWBM. В качестве целевой функции была взята функция из статьи [54] вида:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\varphi_i}{LM}}, \quad (2.40)$$

$$\varphi_i = \sum_{l=1}^L \sum_{m=1}^M \left( \frac{\varepsilon_{l,m} - \varepsilon_{EWBM,l,m}}{\varepsilon_{EWBM,l,m}} \right)^2, \quad (2.41)$$

где

$L$  – объем выборки данных по длине пути луча;

$M$  – объем выборки данных по температуре газа;

$\sigma$  – функция среднеквадратичного отклонения формул (2.37)–(2.39) при заданных параметрах газа и заданных коэффициентах  $a_i, b_i$  от данных, полученных по модели EWBM для тех же условий;

$\varepsilon_{l,m}$  - степень черноты газа, вычисленная по формулам (2.37)–(2.39);

$\varepsilon_{EWBM,l,m}$  – степень черноты газа, вычисленная по модели EWBM.

Исходя из требуемого диапазона состояния газа, характерного для пламенных печей, был выбран набор данных, на котором выполнялась настройка формулы. При  $T=1000..2000\text{K}$  целесообразно покрыть этот диапазон точками с интервалом  $200\text{K}$ , т.е. 1000,1200 и т.д. до 2000. Таким образом, объем получившейся выборки составит  $M=6$ . Диапазон по длине пути луча составляет от 0,1..5 м. Ряд выбранных значений: 0,1; 0,5; 1; 2; 3; 4. Таким образом, объем выборки составил  $L=6$ . Общий объем ряда данных составил 36.

Оптимизация целевой функции была выполнена методом наискорейшего спуска (с постоянным шагом).

Значения параметров для некоторых часто встречающихся составов газов приведены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Параметры аппроксимационной модели расчета степени черноты газовой смеси

Состав газа	Параметр		$\sigma$
	$a_i$	$b_i$	
Продукты сгорания природного газа $p_{H_2O} = 0,18$ атм, $p_{CO_2} = 0,09$ атм	-0,0286	0,4189	0,0333
Продукты сгорания коксового газа $p_{H_2O} =$ 0,16 атм, $p_{CO_2} = 0,05$ атм	-0,0346	0,3757	0,0359
Продукты сгорания коксодоменного газа $p_{H_2O} = 0,08$ атм, $p_{CO_2} = 0,26$ атм	-0,0196	0,3997	0,0897
Продукты сгорания в шахтных печах $p_{H_2O} = 0,04$ атм, $p_{CO_2} = 0,04$ атм	-0,2633	0,1690	0,0726

### 2.4.3. Верификация модели и сравнение с аналогичными существующими моделями

Результат расчета по формулам (2.37)–(2.39), и сравнение полученных данных с моделированием по модели EWBM показано на рисунках 2.4-2.6.

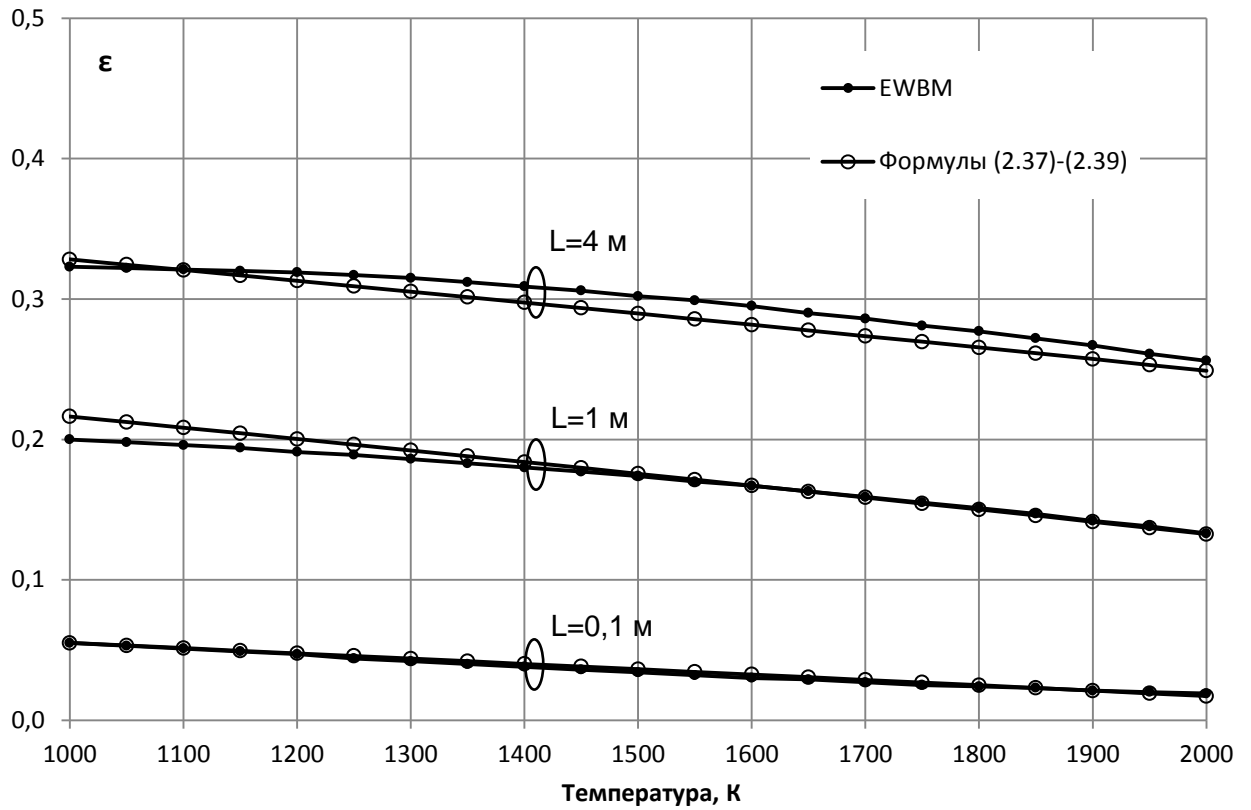


Рисунок 2.4 – Интегральная степень черноты водяного пара при  $p_{H_2O} = 0,2$  атм

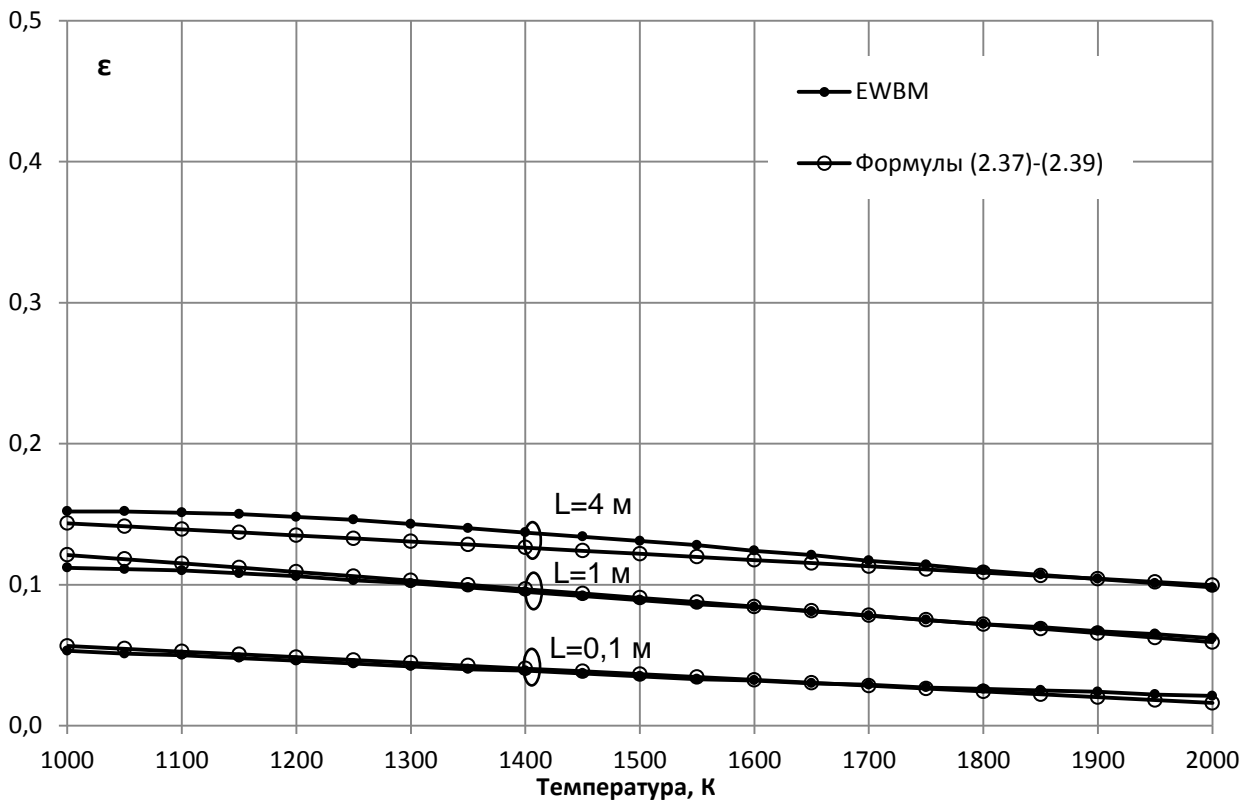


Рисунок 2.5 – Интегральная степень черноты углекислого газа при  $p_{CO_2} = 0,1$  атм

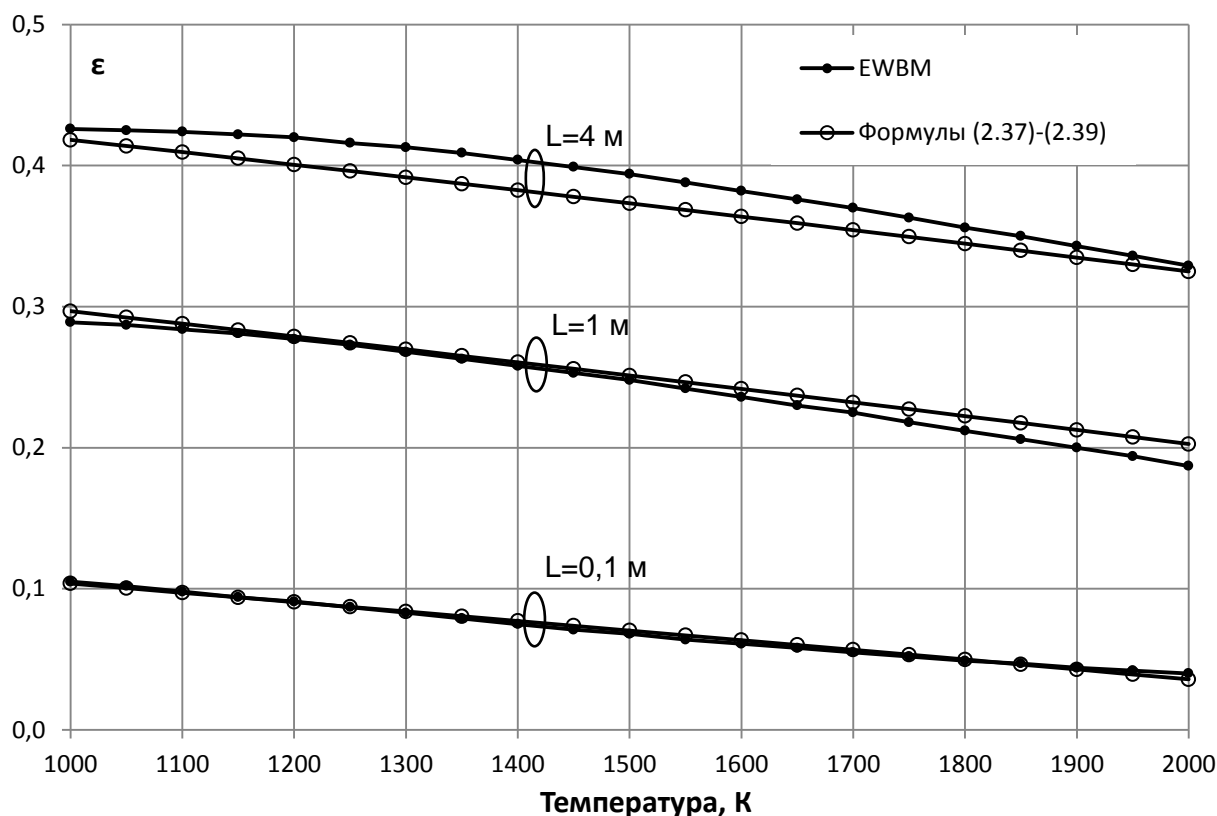


Рисунок 2.6 – Интегральная степень черноты смеси водяного пара и углекислого газа при  $p_{H_2O} = 0,2$  атм,  $p_{CO_2} = 0,1$  атм.

Необходимо отметить, что полученная степень согласования с данными модели EWBM у формул (2.37)–(2.39) выше, чем у исходной формулы (для случая смеси газов  $\sigma = 0,0369$  и  $\sigma = 0,1355$  соответственно). Данная степень согласования близка к степени согласования, получаемой с помощью модели WSGG. По данным [54] для этого случая среднеквадратичное отклонение составляет  $\sigma = 0,0391$ .

Дополнительно нужно упомянуть, что применимость данной формулы для условий, выходящих за рамки рассмотренных нуждается в дополнительном исследовании. Экстраполяция формул (2.37)–(2.39) на значения, находящиеся за пределами эталонного набора значений, может также дать удовлетворительные результаты. Так, например, при уменьшении длины луча  $L$  в 2 раза от минимального (т.е. при  $L=0,05$  м), были получены значения, близкие к результатам, полученным по модели EWBM:  $\varepsilon_{0,05\ 1000} = 0,071$ ;

$\varepsilon_{EWBM 0,05 1000} = 0,069$ . Таким образом, можно сказать, что при малых  $L$  не требуется отдельного пересчета коэффициентов формул (2.37)–(2.39).

Преимуществом данного метода является то, что в работе [60] требуется определение четырех коэффициентов, а значит, и оптимизация по четырем независимым переменным. В нашем же случае мы добиваемся упрощения целевой функции до функции двух переменных, сужая диапазон применимости формулы до случаев, характерных для атмосфер пламенных печей [36] ( $T=1000..2000\text{K}$ ,  $p_{H_2O} = 0,02..0,3$  атм,  $p_{CO_2} = 0..0,3$  атм,  $L=0,1-5,0\text{м}$ ). Поиск коэффициентов на двумерном поле существенно менее затратен по ресурсам, чем на четырехмерном. Вычислительная сложность предложенной формулы не намного превышает сложность исходной, и намного уступает сложности непосредственного вычисления с помощью модели EWBM.

Вычислительная сложность по вышеприведенной формуле существенно зависит от того, как часто требуется вычислять параметры  $a_i, b_i$  в процессе общего расчета радиационного теплообмена. Данные параметры определяются составом газовой смеси, и при его изменении требуют пересчета. Таким образом, ключевым является вопрос постоянства состава газовой смеси в расчетном объеме и количества данных объемов в рассматриваемой системе. Если количество объемов, внутри которых газовая смесь считается однородной, невелико, то данный алгоритм даст существенный выигрыш времени расчета, по сравнению с более сложными методиками (EWBM), и покажет результат, аналогичный методике [60]. В случае, когда количество расчетных объемов с различным газовым составом велико, значительное время потребуется на расчет параметров  $a_i, b_i$ , что увеличит вычислительную сложность методики, однако даже в этом случае данный метод предпочтительнее метода [60], т.к. на оптимизацию по двум параметрам требуется меньше времени, чем на оптимизацию по четырем. Практическое сравнение вычислительной сложности алгоритмов проводилось на ПК Intel Core i5, 3Гб ОЗУ. Результаты сравнения приведены в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Сравнение времени вычисления степени черноты газовой смеси для различных методов расчета

Метод расчета степени черноты	Время вычисления одного значения степени черноты, мкс
EWBM	30,5
Алгоритм Смита без пересчета параметров	0,466
Расчет по формулам (2.37)–(2.39) без пересчета параметров	0,157
Расчет по формулам (2.37)–(2.39) с пересчетом параметров	1900

Таким образом, можно сказать, что использование расчета по формулам (2.37)–(2.39) целесообразно и оптимально по вычислительной сложности и точности для случаев небольшого количества расчетных газовых объемов, отличающихся составом газов. Если же количество объемов, различающихся газовым составом, велико, то использование данной формулы приводит к проигрышу по времени вычисления. Результаты исследования были опубликованы в работах [61, 62, 65].

## **2.5. Использование метода дискретизации направлений переноса (ДНП) излучения при расчете матрицы обобщенных угловых коэффициентов**

Особенностью моделирования теплообмена при нагреве труб является сложность моделируемой геометрической конфигурации: зоны труб имеют относительно большой размер в одном направлении и малые размеры в остальных (в направлении на торец трубы). Ключевым в этом случае становится максимально точное получение значений угловых коэффициентов излучения с ограничивающих поверхностей печи и газовых зон на поверхность трубы. Для решения данной задачи предлагается новый метод получения обобщенных угловых коэффициентов излучения зон для расчета теплообмена излучением зональным методом. В основе данного метода лежит дискретизация направлений переноса (ДНП) излучения в системе. При этом для получения всех элементов



матрицы угловых коэффициентов и сопутствующей ей матрицы прямых взаимных поверхностей (DEA) достаточно отследить путь лучей, соединяющих поверхностные зоны между собой. Далее будет показано, что использование этого метода позволяет значительно сократить требуемый объем вычислений. Точность результатов работы метода сопоставима с точностью расчета с помощью численного интегрирования при сокращении времени вычисления более чем на порядок.

### 2.5.1. Существующие методы вычисления матрицы обобщенных угловых коэффициентов

В практических задачах основным методом нахождения элементов матрицы коэффициентов  $\psi_{ij}$  является численное интегрирование [14]. Если в системе выделены поверхностные зоны  $s_1, s_2, s_3, \dots$  и объемные зоны  $g_1, g_2, g_3, \dots$ , тогда значение коэффициента  $\psi_{ij}$  двух поверхностных зон  $s_i$  и  $s_j$  по определению может быть найдено в виде:

$$\psi_{ij} = \frac{1}{A_i} \int_{A_i} \int_{A_j} e^{-kL} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi L^2} dA_j dA_i \quad (2.41)$$

где  $dA_i$  и  $dA_j$  – элементарные площадки, выделенные на поверхности зон  $i$  и  $j$ ;  $A_j$  и  $A_i$  – площади поверхности зон  $i$  и  $j$ ;  $\theta_i$  и  $\theta_j$  – углы между нормальными к поверхности зон и лучем, связывающим их между собой;  $k$  – коэффициент поглощения излучения слоем газовой среды, находящимся на пути луча между площадками  $dA_i$  и  $dA_j$ ;  $L$  – расстояние между элементарными площадками зон;

Данный интеграл требует двойного численного интегрирования по площади. В случае вычисления взаимной поверхности между объемными зонами  $g_i$  и  $g_j$  требуется двойное численное интегрирование по объему с выбором пространственной сетки промежуточных узлов внутри каждого объема. Очевидно, что при таком подходе большое число объемных и поверхностных

зон, формирующих сложную геометрическую конфигурацию существенно увеличивает требуемый объем вычислений. Кроме этого, путь каждого луча в системе должен быть отслежен до его пересечения с ближайшей непрозрачной поверхностью, что также требует большого количества времени.

Также для расчета искомой матрицы используется метод Монте-Карло [1, 23], но при этом для достижения достаточной точности определения требуемой матрицы необходимо выполнить большое число статистических испытаний, что увеличивает объем вычисления. В данной работе в рамках зонального метода развит подход к определению взаимных поверхностей, основанный на дискретизации направлений.

### **2.5.2. Метод дискретизации направлений переноса излучения**

Особенностью предлагаемой методики расчета матрицы обобщенных угловых коэффициентов является сокращение количества отслеживаемых лучей за счет использования информации, собранной при вычислении одних элементов матрицы (типа “поверхность-поверхность”), для нахождения других элементов (типа “поверхность-объем” и “объем-объем”) [37]. Впервые эта мысль была развита в работе Локвуда [56] применительно к методу конечных элементов, где описывается метод дискретизации направлений переноса излучения (DTRM), и в более ранних работах В.Г. Лисиенко [25,26] применительно к методу Монте-Карло. В процессе вычисления элементов матрицы DEА, отвечающих за взаимодействие между поверхностными зонами, энергия дискретизируется по направлениям, соединяющим поверхностные зоны. При отслеживании лучей, соединяющих поверхностные зоны между собой, параллельно собирается информация об объемных зонах, пересекаемых этими лучами. Собранная информация используется для вычисления элементов типа “поверхность-объем” и “объем-объем”, что позволяет избавиться от численного интегрирования с поверхности на объем и с объема на объем, составляющего большую часть вычислений при нахождении этих элементов. Как будет показано ниже на

примере, сокращение количества рассматриваемых лучей достигает нескольких порядков.

В рамках зонального метода выбор направлений излучения определяется геометрической конфигурацией зон системы. Для повышения точности вычисления целесообразно разбить все поверхностные зоны в системе на относительно небольшие участки (подзоны), и в качестве направлений распространения излучения выбрать линии, соединяющие геометрические центры полученных подзон.

Пример двумерного случая, иллюстрирующий такое разбиение, изображен на рисунке 2.7.

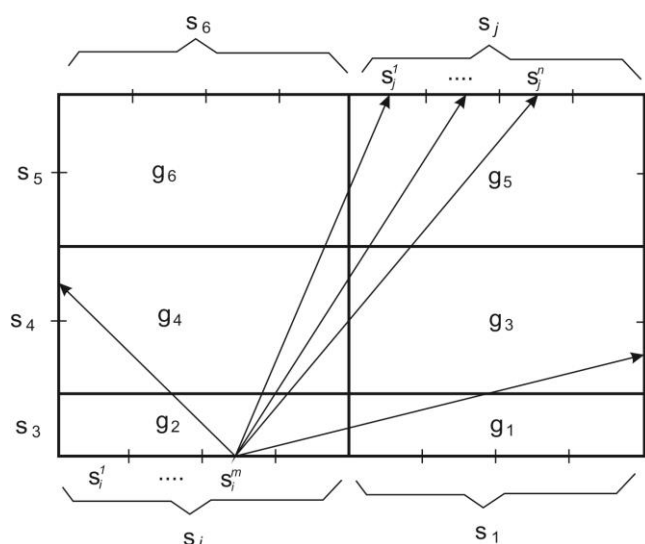


Рисунок 2.7 – Пример выделения поверхностных и объемных зон и подзон в системе.

В системе выделены поверхностные зоны  $s_1, s_2, s_3, \dots, s_I$  и объемные зоны  $g_1, g_2, g_3, \dots, g_K$ . Пусть поверхностная зона  $s_i$  разбита на  $M_i$  подзон, обозначенных  $s_i^1, s_i^2, \dots, s_i^m, \dots, s_i^M$ . Аналогично, пусть зона  $s_j$  разбита на  $N_j$  подзон  $s_j^n, n = 1..N_j$ . Будем считать, что весь поток излучения от подзоны  $s_i^m$  на подзону  $s_j^n$  испускается вдоль направления, соединяющего их геометрические центры.

Рассмотрим процесс нахождения коэффициента  $\psi_{ij}$  при разбиении зон на подзоны.

Для этого необходимо выполнить определение обобщенных угловых коэффициентов вида  $\psi_{i_m j_n}$  ( $m = 1..M_i, n = 1..N_j$ ), и затем произвести их взвешенное суммирование по формуле:

$$\psi_{ij} = \frac{1}{A_i} \sum_{m_i=1}^{M_i} \sum_{n_j=1}^{N_j} A_{m_i} \psi_{i_m j_n} . \quad (2.42)$$

Здесь, в соответствии с формулой (2.41),

$$\psi_{i_m j_n} = \frac{1}{A_{m_i}} \int_{A_{m_i}} \int_{A_{n_j}} e^{-kL} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi L^2} dA_{n_j} dA_{m_i} . \quad (2.43)$$

Для каждой пары подзон  $s_i^m$  и  $s_j^n$  выбираются значения  $k^*$  и  $L^*$  таким образом, что

$$\psi_{i_m j_n} = \frac{e^{-k^* L^*}}{A_{m_i}} \int_{A_{m_i}} \int_{A_{n_j}} \frac{\cos \theta_i \cos \theta_j}{\pi L^2} dA_{n_j} dA_{m_i} = e^{-k^* L^*} \psi_{i_m j_n}^0 , \quad (2.44)$$

где  $\psi_{i_m j_n}^0$  – угловой коэффициент с подзоны  $s_i^m$  на подзону  $s_j^n$  при условии прозрачной среды между ними, который может быть вычислен, с использованием одной из известных методик: интегрирование по контуру [14,58], метод Гаусса и т.д.

Значения  $k^*$  и  $L^*$  целесообразно выбрать, основываясь на информации, полученной при отслеживании пути луча, соединяющего подзоны. В частности, при отслеживании определяется, какие объемные зоны луч пересекает на своем пути, и какую длину пробега имеет в каждой из них. Это приводит к выражению вида:

$$k^* L^* = k_1 L_1 + k_2 L_2 + \dots + k_r L_r + \dots + k_R L_R = \sum_{r=1}^R k_r L_r . \quad (2.45)$$

Здесь:  $k_r$  – коэффициент поглощения излучения в объемной зоне, находящейся на пути луча, соединяющего подзоны  $s_i^m$  и  $s_j^n$ ;  $L_r$  – длина пути луча

в объемной зоне;  $R$  – количество объемных зон, которые пересекает луч на своем пути. Таким образом, обобщенный угловой коэффициент излучения для двух поверхностных зон может быть найдена по формуле:

$$\psi_{ij} = \frac{1}{A_i} \sum_{m_i=1}^{M_i} \sum_{n_j=1}^{N_j} e^{-\sum_{r=1}^R k_r L_r} A_{m_i} \psi_{i_m j_n}^0. \quad (2.46)$$

Элементы матрицы вида “поверхность-объем” и “объем-объем” целесообразно находить параллельно с отслеживанием лучей, соединяющих поверхностные зоны.

Обозначим пересекаемые лучом на своем пути с подзоны  $s_i^m$  на подзону  $s_j^n$  объемные зоны верхними индексами  $r=1..R$ . Т.е., если луч пересекает на своем пути зоны  $g_2, g_4, g_3, g_5$  (как на рисунке 2.7.), то переобозначим эти зоны как  $g^1, g^2, g^3, g^4$  и будем рассматривать их далее под такими обозначениями. Более общий случай, в котором показаны такие обозначения, представлен на рисунке 2.8.

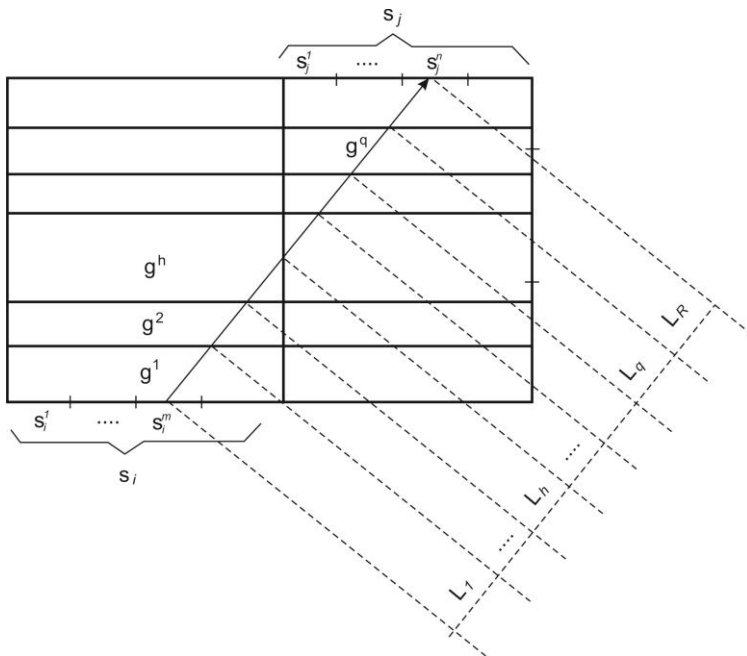


Рисунок 2.8 – Иллюстрация к нахождению элементов матрицы ДЕА методом дискретизации по направлениям.

Предполагая, что вся энергия, которой обмениваются подзоны  $s_i^m$  и  $s_j^n$ , сосредоточена в выделенном луче, соединяющем их центры, определим часть этой энергии, поглощенную объемными зонами, находящимися на его пути.

Пусть луч на своем пути пересекает объемную зону  $g^h$  ( $1 \leq h \leq R$ ) и данная объемная зона отсекает от луча отрезок длиной  $L_h$ . В этом случае поток, поглощенный зоной  $g^h$ , определяется как часть первоначального потока с подзоны  $s_i^m$  на подзону  $s_j^n$ , равного :

$$Q_m = E_b A_{m_i} \psi_{i_m j_n}, \quad (2.47)$$

где  $A_{m_i}$  – площадь ячейки (подзоны)  $s_i^m$ ;  $E_b$  – интенсивность излучения абсолютно-черного тела.

Согласно закону Бугера, доля излучения  $Q_m$ , поглощенного зоной  $g^h$  будет равна:

$$\gamma_{\text{погл}} = \frac{Q_m e^{-\sum_{r=1}^{h-1} k_r L_r} (1 - e^{k_h L_h})}{Q_m}. \quad (2.48)$$

Таким образом, можно говорить, что вклад излучения с подзоны  $s_i^m$  на подзону  $s_j^n$  в угловой коэффициент с зоны  $s_i$  на зону  $g^h$  будет равен:

$$\psi_{i h_{s_i^m \rightarrow s_j^n}} = \frac{Q_m \gamma_{\text{погл}}}{A_{m_i} E_b} = \psi_{i_m j_n}^0 e^{-\sum_{r=1}^{h-1} k_r L_r} (1 - e^{k_h L_h}) \quad (2.49)$$

Сложив все данные вклады по индексам  $n$ ,  $m$  и  $j$  получим полную величину обобщенного углового коэффициента для зон  $s_i$  и  $g^h$  :

$$\psi_{i h} = \sum_{j=1}^J \sum_{m_i=1}^{M_i} \sum_{n_j=1}^{N_j} \psi_{i h_{s_i^m \rightarrow s_j^n}} = \sum_{j=1}^J \sum_{m_i=1}^{M_i} \sum_{n_j=1}^{N_j} \psi_{i_m j_n}^0 e^{-\sum_{r=1}^{h-1} k_r L_r} (1 - e^{k_h L_h}). \quad (2.50)$$

Таким образом, обобщенный угловой коэффициент для поверхностной зоны  $s_i$  и объемной зоны  $g^h$  вычисляется параллельно с отслеживанием лучей, соединяющих поверхностные подзоны с другими поверхностными подзонами, и не требует численного интегрирования по объемам и поверхностям зон.

Элементы матрицы, соответствующие обобщенным угловым коэффициентам вида “объем-поверхность”, например  $\psi_{hi}$ , определяются, благодаря свойству взаимности:  $(4V_h)\psi_{hi} = A_i\psi_{ih}$ .

Для определения угловых коэффициентов между объемными зонами (элементов матрицы вида “объем-объем”), дискретизируем энергию, испущенную каждой объемной зоной по направлениям лучей, соединяющих поверхностные подзоны.

Пусть, как и в предыдущем случае, луч, соединяющий подзоны  $s_i^m$  и  $s_j^n$ , пересекает объемные зоны  $g^1, g^2, \dots, g^h, \dots, g^R$  (см. рисунок 2.8).

Предположим, что объемная зона  $g^h$  испускает в направлении зоны  $s_i^m$  поток излучения величины  $Q_h(s_i^m, s_j^n)$ . В этом случае вклад излучения объемной зоны  $g^h$  в величину  $\psi_{hi}$ , распространяющегося вдоль луча  $s_i^m \rightarrow s_j^n$ , будет равен:

$$\psi_{hi_{s_i^m \rightarrow s_j^n}} = \frac{Q_h(s_i^m, s_j^n) e^{-\sum_{r=1}^{h-1} k_r L_r}}{E_b A_{m_i}}. \quad (2.51)$$

Из соотношения взаимности и формулы (2.50) можно найти отношение  $Q_h(s_i^m, s_j^n)/E_b$ :

$$\frac{Q_h(s_i^m, s_j^n)}{E_b A_{m_i}} = \psi_{i_m j_n}^0 (1 - e^{k_h L_h}) \quad (2.52)$$

По аналогии с формулой (2.50) запишем вклад излучения, испускаемого зоной  $g^h$  в направлении луча  $s_i^m \rightarrow s_j^n$ , в величину  $\psi_{hq}$  (обобщенный угловой коэффициент с объемной на объемную зону):

$$\psi_{hq_{s_i^m \rightarrow s_j^n}} = \frac{Q_h(s_i^m, s_j^n)}{E_b A_{m_i}} e^{-\sum_{r=h+1}^{q-1} k_r L_r} (1 - e^{k_q L_q}). \quad (2.53)$$

Воспользовавшись равенством (4), а также суммируя данные вклады по индексам  $n, m, i, j$ , можем получить искомое значение  $\psi_{hq}$ :

$$\psi_{hq} = \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \sum_{m_i=1}^{M_i} \sum_{n_j=1}^{N_j} \psi_{i_m j_n}^0 (1 - e^{k_h L_h}) e^{-\sum_{r=h+1}^{q-1} k_r L_r} (1 - e^{k_q L_q}). \quad (2.54)$$

Таким образом, для определения обобщенного углового коэффициента излучения между объемными зонами требуется отслеживание только лучей,

соединяющих центры поверхностных подзон, что значительно сокращает объем вычислений, по сравнению с численным интегрированием по объему.

### 2.5.3. Верификация метода с использованием тестовой экспериментальной установки

В качестве тестового расчета был выбран пример системы, использованный несколькими исследователями [52]. Система представляет собой прямоугольную область, моделирующую экспериментальную печь, построенную организацией International Flame Research Foundation (IFRF). Характеристики печи представлены в таблице 2.3.

Таблица 2.3 – Параметры печи IFRF

Размеры	6м x 2м x 2м
Коэффициент поглощения	$k = 0.2 \text{ м}^{-1}$
Температура пода	$T_s = 320 \text{ K}$
Температура свода и стен	$T_w = 1090 \text{ K}$
Степень черноты пода	$\varepsilon_s = 0.86$
Степень черноты свода и стен	$\varepsilon_w = 0.7$

Печь разбита регулярной сеткой на зоны (3 зоны на коротких сторонах и 9 зон на длинной стороне). Общее число поверхностных зон – 126, объемных зон – 81. Измеренные значения температур в объемных зонах печи представлены на рисунке 2.9.



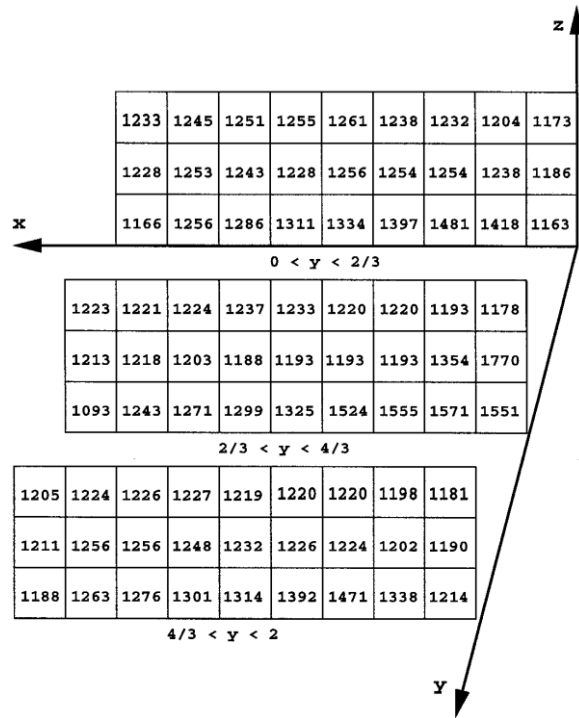


Рисунок 2.9 – Измеренные температуры газовых зон в экспериментальной печи IFRF (в кельвинах).

Исследуемым параметром является падающий тепловой поток на зоны свода и пода печи. Данный поток был вычислен двумя методами: численным интегрированием с выделением пространственной и временной сетки из промежуточных узлов (по 2 узла на каждое направление осей координат) и методом дискретизации направлений. Результаты сравнения обоих методов изображены на рисунке 2.10 (а,б).

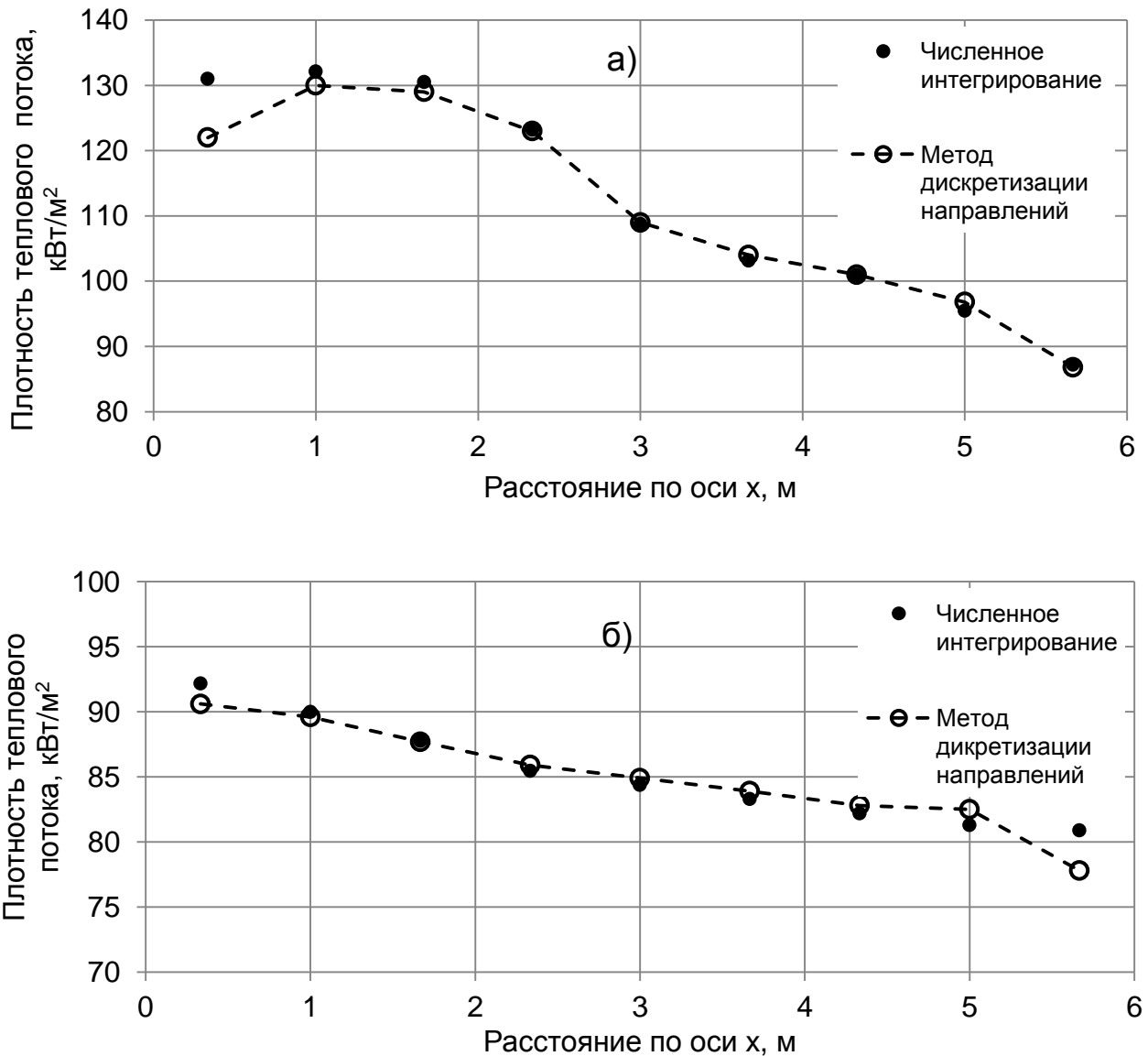


Рисунок 2.10 – Результаты математического моделирования процесса теплопереноса излучением в экспериментальной печи: а) – плотность теплового потока на под печи; б) – плотность теплового потока на свод печи.

#### 2.5.4. Сравнение метода расчета модели излучения газов с существующими в плане производительности и точности вычисления

Среднее рассогласование результатов составило 1,42% для зон пода и 1,12% для зон свода печи. Из рисунка 2.10 видно, что наибольшего значения отклонения достигают для зон, примыкающих к торцевым стенкам печи. Для улучшения точности результатов в этих зонах требуется разбиение их на более мелкие

подзоны. Косвенной характеристикой точности является выполнение балансовых соотношений, оцениваемых величиной ошибки:

$$\Delta = \frac{|\sum_{i=1}^I \overline{s_j s_i} - F_i|}{F_i} 100\% . \quad (2.55)$$

Для метода численного интегрирования средняя ошибка  $\Delta$  составляет 2,9%, для метода дискретных направлений – 0,07%. Сравнение быстродействия двух использованных методов приведены в таблице 2.4.

Таблица 2.4 – Время расчета матрицы обобщенных угловых коэффициентов различными методами (t – время счета, с ; N – количество отслеживаемых лучей, тыс.шт.)

Метод	Количество поверхностных зон в модели, шт					
	56		126		224	
	t	N	t	N	t	N
Метод численного интегрирования	2,23	58,6	624,9	87,3	666,0	2962,8
Метод дискретизации направлений	0,30	2,6	14,4	3,1	15,9	50,1

Результаты исследования были опубликованы и докладывались на всероссийских и международных конференциях [36, 63, 64].

## 2.6. Выводы

В данной главе представлено развитие зонального метода моделирования теплообмена излучением в приложении к анализу нагрева труб в печах с использованием органического топлива, в частности, природного газа. Особенности применения метода к обозначенным условиям накладывают на него ряд ограничений и требуют корректировки алгоритмов с целью повышения быстродействия и точности расчета.

Одной из ключевых особенностей при моделировании теплообмена в нагревательных печах является расчет влияния состава продуктов сгорания топлива на характеристики теплообмена излучением в печном пространстве. Для учета зависимости коэффициента поглощения продуктов сгорания от химического состава, температуры и объемной конфигурации газовой зоны была разработана аппроксимирующая модель, в основе которой лежит определение степени черноты газового слоя в виде полинома с подстраиваемыми коэффициентами. При определении значений коэффициентов использовались значения имеющейся общедоступной базы результатов спектроскопических исследований поглощающих газов НИТЕМР2010 [59].

Другим направлением, требующим адаптации метода для моделирования нагрева труб, является разработка метода дискретизации излучения по направлениям. Метод позволяет с высокой степенью точности получить распределение потоков тепла в геометрически сложных конфигурациях, характерных для современных печей. Преимуществом метода является сокращение объема вычислений за счет многократного использования полученной при отслеживании лучей информации (для вычисления сразу нескольких элементов матрицы обобщенных угловых коэффициентов излучения).

### **ГЛАВА 3. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕЖИМОВ НАГРЕВА ТРУБ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОПЕРЕНОСА**

#### **3.1. Основные положения методики совершенствования режимов нагрева труб на основе анализа теплофизических процессов в печи**

Существенно важным в процессе нагрева и выдержки труб в проходных печах является определение динамики изменения температуры трубы по мере ее прохождения по печи. Для теплового режима с выдержкой время нагрева трубы не только влияет на общее время нахождения трубы в печи, но и при заданной скорости прохождения через печь определяет время ее выдержки при заданной температуре. Правильно выбранный темп движения трубы в печи и значения температур зон регулирования позволяют добиться на выходе из печи необходимых механических и прочностных свойств материала трубы. Подбор темпа и температур с использованием промышленного эксперимента требует значительных затрат по материалам и времени. Сортаменты труб многообразны, и для каждого из них требуется определить свои параметры нагрева. Выходом в этой ситуации может стать построение математической модели, адекватно отражающей физические процессы, происходящие в печи. Использование моделирования нагрева позволяет свести к минимуму привлечение материальных ресурсов в процедуре определения параметров нагрева, а также значительно сократить время и число промышленных экспериментов, требуемое для разработки режимов и технологии нагрева.

Исходя из описанных соображений, сформулируем основные этапы, необходимые для эффективного применения анализа теплофизических процессов в печах с целью совершенствования тепловых режимов нагрева труб:

1. В качестве исследуемых тепловых режимов целесообразно выбрать те режимы, которые показывают наибольшую нестабильность в получаемых механических свойствах готовых изделий на выходе. Косвенно эту

нестабильность можно оценить по объему повторной термообработки, вызванной первичным браком труб по каким-либо результатам механических испытаний. Анализ причин брака позволяет определить участок обработки, ответственный за его появление.

2. Необходимо провести моделирование тепловых процессов, происходящих на выбранном участке, что, в свою очередь, позволит определить направление корректировки режима с целью устранения причин появления брака. Динамика температуры на поверхности и в объеме трубы, полученная в процессе моделирования, позволяет определить время ее нагрева и выдержки с более высокой точностью, чем штатные средства контроля температуры в печи.

3. Для апробации и подстройки параметров модели используется контрольное моделирование фактического режима нагрева. После проверки адекватности модели производится моделирование с различными базовыми параметрами работы печи (производительность, заданная температура в печи) для выявления взаимосвязи между параметрами нагрева (время нагрева трубы, время и температура выдержки) и получаемыми в результате свойствами. Выбор базовых режимов для моделирования производится на основе имеющегося объема промышленных данных о нагревах и результатах испытаний свойств труб.

4. В результате моделирования определяется допустимый диапазон параметров нагрева труб для получения требуемых свойств готового продукта. Полученный диапазон дополняется расчетом граничных условий для базовых параметров работы печи с учетом технических возможностей оборудования (максимальной производительности печи, мощности горелочных устройств).

Для применения методики необходимо связать полученные в ходе испытаний результаты с особенностями режима нагрева и выдержки труб в печи. Как показано в работах Бернста Р. и Холломона Дж. [4,50] ключевым параметром, комплексно характеризующим процесс нагрева и выдержки и определяющим механические свойства труб после обработки, является значение выражения вида:

$$P = T_{\text{выд}}(20 + \lg \tau), \quad (3.1)$$

где  $T_{\text{выд}}$  – температура выдержки труб, К,  $\tau$  – время выдержки, ч.

В параметр  $\tau$  можно включить и время нагрева трубы в соответствии с выражением:

$$\tau = \tau_{\text{выд}} + \frac{T_{\text{выд}}}{(2,3K_{\text{н}}(20 - \lg K_{\text{н}}))}, \quad (3.2)$$

где

$\tau_{\text{выд}}$  – время изотермической выдержки, ч;

$K_{\text{н}}$  – скорость нагрева, К/ч.

Использование параметра  $P$  для выявления взаимосвязи между режимом нагрева и получаемыми свойствами готового продукта использовано в работах [46, 48]. Однако значения данного параметра в этих работах вычислены из предположения, что теоретически заданный режим нагрева и выдержки совпадает с фактическим, что далеко не всегда соответствует практике.

Время выдержки связано с производительностью (т/ч) и с циклом шагания балок в печи  $\tau_{\text{цикла}}$  (с) очевидным образом:

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{89\tau_{\text{цикла}}}{3600}, \quad (3.3)$$

$$Pr = \frac{L \cdot m_1 3,6}{\tau_{\text{цикла}}}, \quad (3.4)$$

где  $L$  – длина труб, м;  $m_1$  – масса одного погонного метра трубы, кг

Температура выдержки определяется температурой трубы в конце зоны нагрева печи, которая в свою очередь связана с уставкой температуры печи в этой зоне.

Следовательно, зная цикл шагания балок и заданную температуру печи, можно рассчитать температуру и длительность выдержки, на основании которых вычислить значение параметра  $P$ .

### 3.2. Расчет теплообмена при нагреве труб из стали 13ХФА с использованием усовершенствованного зонального метода моделирования теплообмена

Как было показано в параграфе 1.3, основной объем повторной термообработки труб за 2013г приходится на нагрев нефтегазовых труб с целью снятия остаточных напряжений (отпуск) из стали марки 13ХФА [33] сортамента 219х8...16. Данный сортament и марка стали были выбраны для апробирования методики корректировки режимов нагрева с помощью анализа теплофизических процессов в печи.

Выполнение операций нагрева и выдержки труб при температурах  $680-720\pm 5^\circ\text{C}$  осуществляется в методической проходной нагревательной печи с шагающими балками, оснащенной высокоскоростными импульсными горелками, работающими на природном газе. Внутреннее пространство печи представляет собой прямоугольную замкнутую полость длиной 25м и высотой 2,2м с тремя пережимами, высота которых составляет 1,3м (см. рисунок 3.1). В нижней части печи по всей ее длине расположены шагающие балки, ориентированные вдоль длинной стороны печи. С одного конца в печь с помощью подающего рольганга и вталкивающего механизма загружаются трубы. Укладка труб происходит на балки в один ряд перпендикулярно направлению движения труб в печи. От момента загрузки до момента выгрузки трубы перемещаются по печи с постоянной скоростью, определяемой темпом шагания балок.

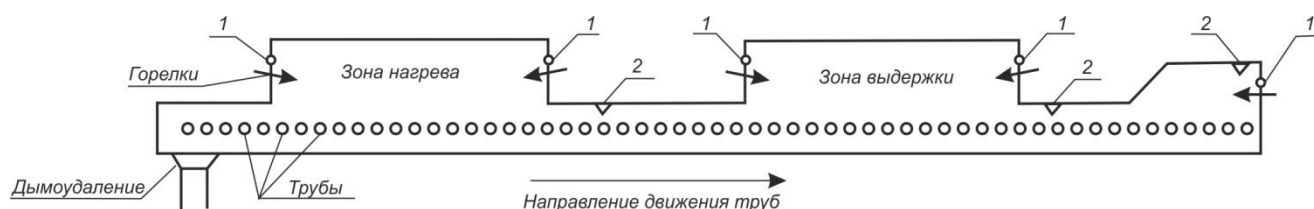


Рисунок 3.1 – Продольный разрез печи отпуски. 1 – точки контроля температуры печной атмосферы с помощью термопар; 2 – точки контроля температуры труб с помощью инфракрасных пирометров.



Тепловая мощность печи составляет 12 МВт, что позволяет обеспечивать производительность нагрева металла в зоне нагрева от 20°С до 700°С, равную 28 т/ч. В печи предусмотрены три зоны регулирования (одна зона нагрева и две зоны выдержки), расположенные по длине печи. Каждая из зон содержит 4 подзоны регулирования, расположенных по ширине печи. Подзона регулирования содержит 6 высокоскоростных импульсных горелок, по 3 на каждой из противоположных стен зоны, управляемых ПИ-регулятором. Сигналом обратной связи для регулятора является сигнал установленной в верхней части подзоны термопары (поз. 1 на рисунке 3.1). Емкость печи составляет 146 труб, из которых 57 труб приходится на зону нагрева, а остальные – на зоны выдержки.

Температура рабочего пространства печи контролируется с помощью термоэлектрических преобразователей тип S (PtRh 10% – Pt). В стенах печи установлено 24 термопары, из которых управление ведется по 12. Остальные термопары используются для косвенного контроля температуры в печи. Контроль температуры труб выполняется при помощи стационарных монохроматических пирометров «Термоскоп-800» производства ООО «Инфратест» (г.Екатеринбург), и LAND UNO (Италия). Вследствие требований к точности нагрева и выдержки труб в печном пространстве была внедрена многоточечная система контроля нагрева трубы, при которой ее температура измеряется после прохождения каждой из зон нагрева в нескольких точках по длине трубы. Данная система включает в себя 9 пирометров, установленных в своде печи и свизированных на определенные ячейки в печном пространстве.

В качестве материала для производства выбранной группы сортаментов труб использовалась непрерывнолитая трубная заготовка собственного производства ОАО «Первоуральский Новотрубный Завод» из стали марки 13ХФА по ТУ 14-159-324 (химический состав представлен в таблице 3.1). По данным химического состава плавок углеродный эквивалент, рассчитанный по формуле [16]:  $S_{экв} = C + Mn/6 + (Cr + Mo + V)/5 + (Ni + Cu)/15$ , %, где C, Mn, Cr, Mo, V, Ni, Cu – массовые доли углерода, марганца, хрома, молибдена, ванадия, никеля, меди по плавочному анализу, %, находится в пределах 0,35..0,41%. В связи с тем, что

величина Сэкв оказывает значительное влияние на уровень механических свойств, в данной работе рассмотрено две типичных группы сталей в пределах данного марочного состава, близких между собой по значению величины Сэкв: Группа 1 – Сэкв=0,36..0,38%; Группа 2 – Сэкв=0,39..0,41% .

Таблица 3.1 – Химический состав стали 13ХФА в соответствии с требованиями ТУ

Сталь	Содержание химических элементов, %										
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	V	Al	N
13ХФА	0,13- 0,17	0,17- 0,37	0,45- 0,65	Н.б. 0,015	Н.б. 0,018	0,50- 0,70	Н.б. 0,30	Н.б. 0,25	0,04- 0,09	0,02- 0,05	Н.б. 0,008

Для моделирования тепловых процессов в печи была построена трехмерная модель нагревательной зоны печи с трубами.

При построении расчётных схем были сделаны некоторые упрощения:

1. Внутреннее пространство печи было представлено в виде набора прямоугольных областей, технологические отверстия моделировались введением теплопотерь из объемных зон, примыкающих к отверстиям;

2. Трубы моделируются правильными шестигранниками и величина поверхности их контакта с балками равна поверхности одной грани, из-за вращения труб при их перемещении балками отдельных зон излучения для верхней и нижней частей трубы не предусматривается;

3. Сжигание топлива в горелочных устройствах полное, величина избытка воздуха учитывается в массопередаче и теплопередаче для соответствующих объемных зон модели;

4. Часть расчетов сделана для модели печи с осевой зоной симметрии;

В качестве поверхностных зон, моделирующих внутреннее пространство печи и обладающих постоянными теплофизическими свойствами по всей площади зоны, были определены:

- под печи в пережиге;
- под печи в зоне расположения горелок;
- стенки печи в пережиге;
- стенки печи в зоне расположения горелок;
- стенка печи возле загрузочного переключателя;
- торцевые стенки зоны расположения горелок;
- свод пережига;
- свод зоны расположения горелок;
- поверхность балок в пережиге;
- поверхность балок в зоне расположения горелок;
- поверхность труб в пережиге (по пять труб на зону для расчета излучения и по одной трубе на зону для расчета газодинамики);
- поверхность труб в зоне расположения горелок (по пять труб на зону для расчета излучения и по одной трубе на зону для расчета газодинамики);

Из-за неравномерности нагрева торцов труб по длине трубы отдельно выделены зоны, моделирующие торцы.

Поверхностные зоны, моделирующие поступление и отвод продуктов сгорания в печь определены в виде:

- зоны, моделирующие отверстия сопел горелок с торцевых стенок печи;
- зона, моделирующая поступление продуктов сгорания из зоны выдержки в моделируемую зону нагрева труб (благодаря противоточному дымоудалению);
- зона, моделирующая отверстие для отвода продуктов сгорания под загрузочным переключателем.

В качестве объемных зон, обладающих постоянными теплофизическими свойствами по всему объему зоны, были определены:

- объем под трубами в пережиге;
- объем над трубами в пережиге;

- объем оставшегося от труб свободного пространства до боковой стенки печи в пережиге;

- объем под трубами в зоне расположения горелок;

- объем над трубами в зоне расположения горелок;

- объем оставшегося от труб свободного пространства до боковой стенки печи в зоне расположения горелок;

Приведенное разбиение используется для расчета теплообмена излучением в печном пространстве. Расчет газодинамики (полей скоростей и температур продуктов сгорания) использует более мелкую сетку.

Получение распределения поля температур в объеме трубы производится по отдельной цилиндрической сетке с помощью решения задачи расчета теплопроводности с определенными на этапе расчета потоков излучения граничными условиями (рассчитанный поток излучения и конвекции на поверхность труб).

Статистические параметры модели приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Параметры модели нагревательной зоны печи для снятия остаточных напряжений в металле.

Параметр	Значение
Кол-во поверхностных зон внутреннего пространства печи в модели излучения	24
Кол-во поверхностных зон труб в модели излучения	14
Кол-во объемных зон в модели излучения	12
Кол-во объемных ячеек в модели расчета газодинамики	58512
Кол-во объемных ячеек в модели расчета теплопроводности в объеме трубы	1996

Пример расчетной сетки для моделирования газодинамики представлен на рисунке 3.2.

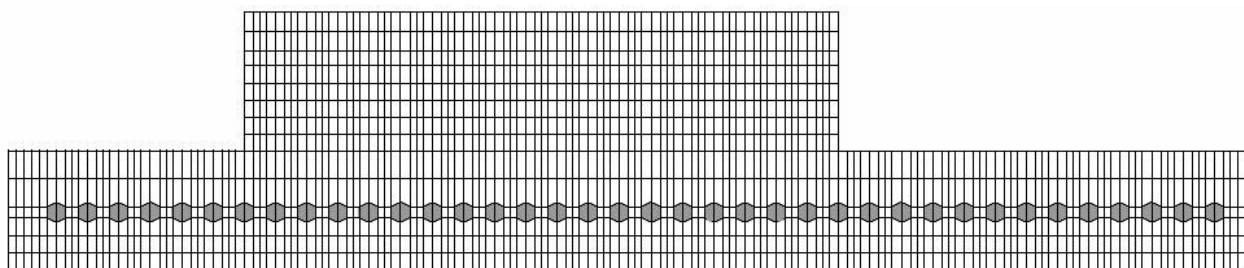


Рисунок 3.2 – Пример расчетной сетки для моделирования газодинамических параметров в процессе нагрева труб сортамента 219х16 в нагревательной зоне печи отпуска.

Моделирование выполняется в несколько этапов:

1. Задание граничных условий модели: начальная температура труб, объем сжигаемого в горелках топлива, параметры топлива и воздуха, поступающих через горелки, скорость перемещения труб по печи, зависимости свойств выбранной марки стали от температуры (теплоемкость, теплопроводность), начальные приближения температур всех поверхностных и объемных зон и т.д.
2. Расчет теплообмена излучением с получением потоков тепла, подводимых к каждой зоне системы;
3. Расчет сжигания топлива с получением полей распределения концентраций продуктов сгорания в пространстве печи и потоков тепла, подводимых к зонам, за счет сжигания топлива;
4. Расчет газодинамики с получением полей скорости и температур продуктов сгорания в печном пространстве;
5. Расчет поля температур в объеме каждой трубы с использованием полученной в п.2 величины подводимого к трубе тепла (решение задачи теплопроводности);
6. Расчет потерь тепла (через внешние поверхности печи, с охлаждающей водой, с нагретыми трубами и т.д.)

7. Корректировка температур всех зон модели с учетом полученного и отданного ими тепла, вычисленного в пп.2-6.
8. Вычисление невязки в тепловом балансе модели. Если невязка ниже допустимой величины, то выдача результатов, иначе – переход к п.2.

Пример полученного в результате моделирования поля температур для случая нагрева труб сортамента 219х16 из стали 13ХФА до температуры 670°С показан на рисунке 3.3.

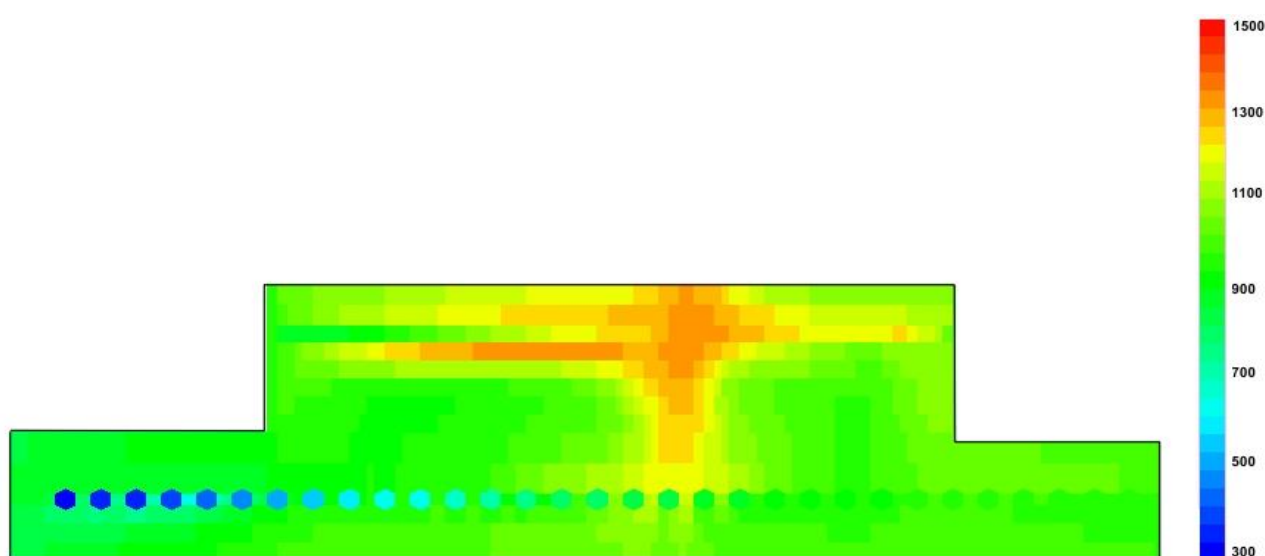


Рисунок 3.3 – Пример пространственной карты распределения температур в продольном разрезе зоны нагрева печи отпуска при моделировании нагрева труб 219х16 сталь 13ХФА.

### **3.3. Анализ результатов моделирования, определение зависимости механических свойств от параметров режима и выдача рекомендаций по совершенствованию режимов нагрева труб ПЭН из стали 13ХФА**

Переходя к анализу непосредственных показателей выбранного в п.1.3 технологического режима нагрева труб для снятия остаточных напряжений в цехе №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод” можно отметить, что все

бракованные партии были подвергнуты нагреву в одном непрерывном рабочем цикле. Характеристики данного цикла приведены в таблице 3.3.

Таблица 3.3 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА.

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	16
Сталь		13ХФА
Длина	м	8,6..10,2
Суммарная масса	т	452
Среднечасовая производительность,	т/ч	16,4..29,2 (средн 23,8)
	шт/ч	31
Начало рабочего цикла по печи заковки		11.12.2013 8:34
Конец рабочего цикла по печи заковки		12.12.2013 5:20
Цикл шагания балок печи заковки	с	57
Среднее время в печи заковки	мин	76
Температура зон в печи заковки		
Зона 1	°С	900
Зона 2	°С	925
Температура трубы после печи заковки,	°С	898..900
Температура трубы после спрейного устройства	°С	40..46
Начало рабочего цикла по печи отпуска		11.12.2013 9:37
Конец рабочего цикла по печи отпуска		12.12.2012 7:16
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	45
Среднее время в печи отпуска	мин	118
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	700 (7ч)/705(11ч)/700(3ч)
Зона 2	°С	687/691/687
Зона 3	°С	671/676/671
Требуемая температура выдержки труб	°С	691 ± 5
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	660..670
Температура после зоны 2	°С	689
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	688

В результате обработки было сформировано 6 партий труб общей массой 452т. От каждой партии труб было взято 6 образцов на анализ ударной вязкости (ударная вязкость по Шарпи при  $-50^{\circ}\text{C}$ , доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов), 2 образца на анализ на растяжение (для определения пределов прочности и текучести, а также относительного удлинения) и по 1 образцу для химического анализа плавки. Результаты испытаний представлены в таблице 3.4.

Таблица 3.4 – Результаты механических испытаний партий труб из стали 13ХФА

№ партии	312142	312143	312144	312145	312146	312147
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,36	0,37	0,39	0,40	0,38	0,39
Средняя ударная вязкость по Шарпи ( $-50^{\circ}\text{C}$ ), кгс·м/см <sup>2</sup>	7,2	34,2	37,2	30,1	23,0	37,9
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	10,5	80,2	85,3	96,8	76,5	94,3
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	55,75	58,75	59,5	59,5	61	59
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	44,5	47,5	49	48	49,5	47

Из таблицы 3.4 с учетом требований, предъявляемых к трубам по ТУ 1317-233-00147016-02, следует:

- партия №312142 не проходит по параметру ударной вязкости (минимально допустимое значение  $10 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ )

- эта же партия не проходит по значению доли вязкой составляющей в изломе ударных образцов (минимально допустимое значение 50%)



- партии № 312144, 312145, 312146 не проходят по значению предела текучести (максимально допустимое значение 48 кгс/мм<sup>2</sup>). В одном случае данное значение лежит на границе допустимого интервала.

В соответствии с технической документацией на печь отпуска нагрев трубы происходит в первой зоне по ходу движения трубы, а выдержка – в 2-й и 3-й зонах. Учитывая, что цикл шагания балок в печи равен 45с и продолжительности зон в ячейках равны 57, 65 и 24 ячеек соответственно, можно определить время нагрева и выдержки труб:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{57\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,71 \text{ ч}, \quad (3.5)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{(65 + 24)\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,11 \text{ ч}. \quad (3.6)$$

Расчетная скорость нагрева труб до требуемой температуры выдержки, К/ч:

$$K_{\text{н}} = \frac{T_{\text{выд}}}{\tau_{\text{нагр}}}. \quad (3.7)$$

Динамика изменения температуры трубы является ключевым показателем, влияющим на получаемые механические свойства изделия. Результат моделирования теоретического и фактического графиков нагрева и выдержки труб 219x16 стали 13ХФА, в ходе которой были получены неудовлетворительные механические свойства, представлен на рисунке 3.4. Участок перехода от нагрева к выдержке детально показан на рисунке 3.5. Верификация модели была выполнена при моделировании данного режима с использованием измерений в двух точках для температуры трубы (в местах установки стационарных пиromетров) и в восьми точках для температуры поверхности печи (в местах установки термопар).

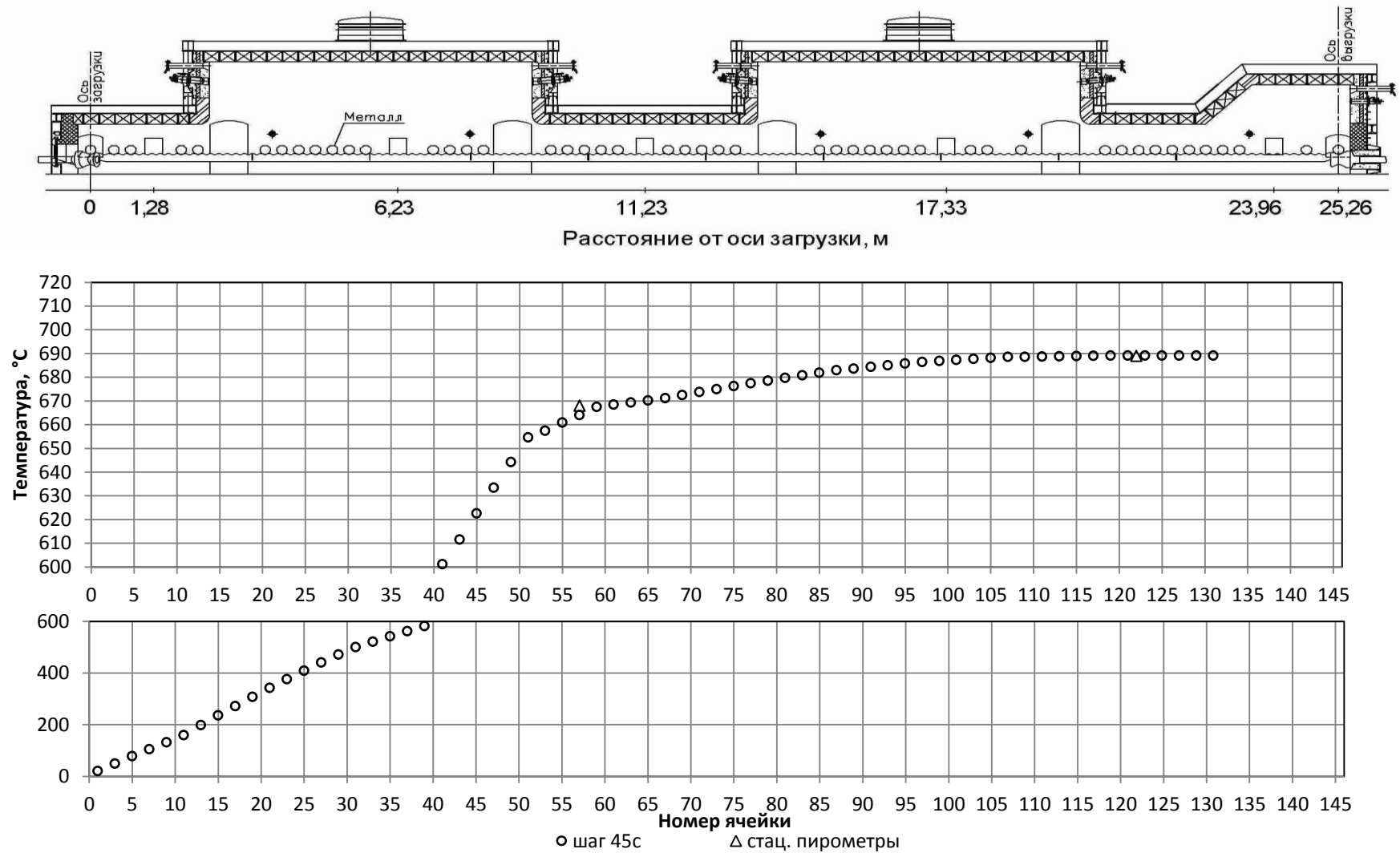


Рисунок 3.4 – Нагрев труб от 11.12.2013 Трубы 219 х16 13ХФА Уставки зон: I - 705°C, II - 691°C, III - 686°C.

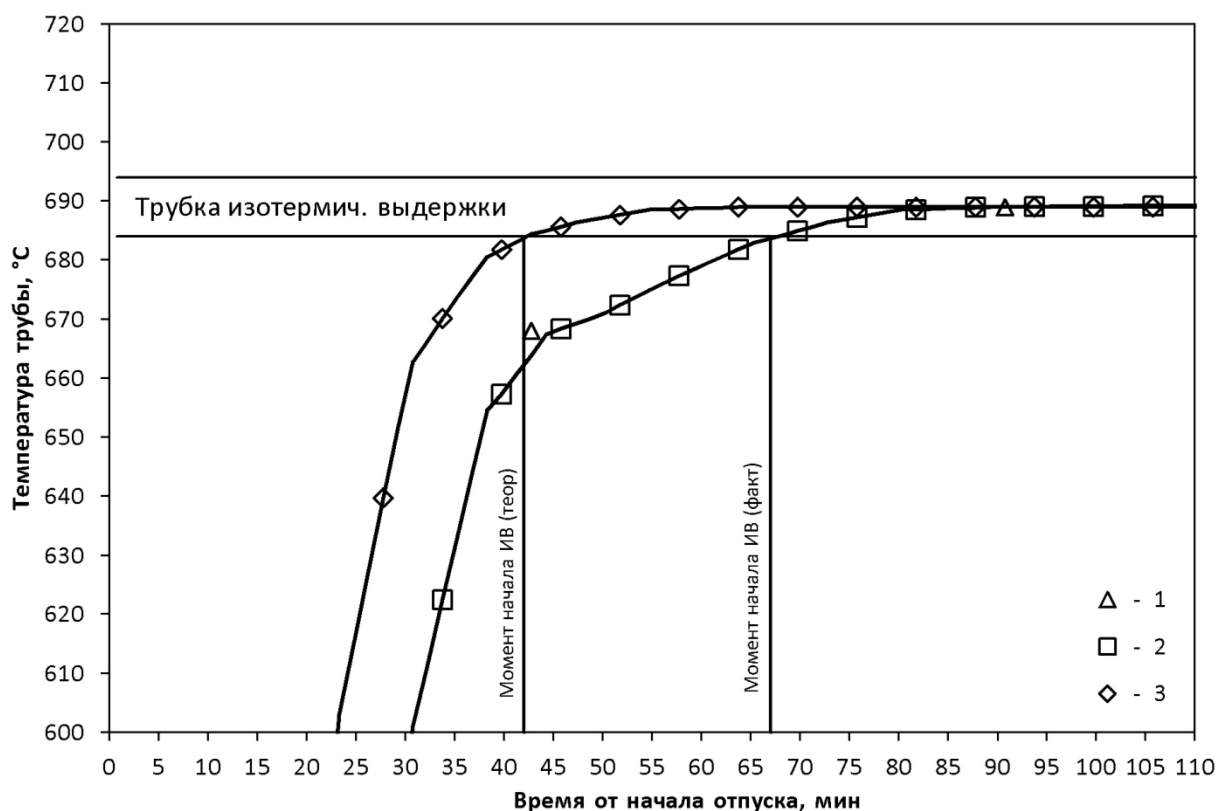


Рисунок 3.5 – Моделирование нагрева и выдержки труб 219x16 сталь 13ХФА в печи отпуска: 1 – показания стационарных пирометров после зоны нагрева и зоны выдержки; 2 – траектория нагрева при фактическом режиме; 3 - траектория нагрева для теоретического режима.

Из рисунка 3.5 видно, что длительность ИВ в фактическом режиме значительно сокращена по сравнению с длительностью на теоретической траектории нагрева. Если теоретически расчет показывает прогрев труб к 57-й ячейке печи, то моделирование фактического режима показывает прогрев трубы только к 90-93 ячейкам от начала печи. Это вызвало сокращение длительности выдержки с 67 мин до 40 мин.

Фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч}, \quad (3.8)$$

$$K_{\text{н}} = \frac{957}{\tau_{\text{нагр}}} = 831, \quad (3.9)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч}, \quad (3.10)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{957}{(2,3 \cdot 831(20 - \lg 831))} = 0,69, \quad (3.11)$$

$$P = 957(20 + \lg 0,69)10^{-3} = 18,99. \quad (3.12)$$

Таким образом, фактическое значение параметра отпуска, определенное по кривой 2 на рисунке 3.5, составило  $P=18,99$ , в то время как теоретическое значение (кривая 3) равно  $P=19,19$ .

Для выработки рекомендаций и границ параметра отпуска, позволяющих избежать выхода механических свойств за допустимый диапазон, было проведено моделирование ряда различных режимов группы сортаментов 219x16, 219x14, 219x8 с производительностями печи 22,5..30 т/ч. Все режимы показали удовлетворительное совпадение рассчитанных и фактически измеренных параметров в точках контроля температуры:

1. Обработка партии труб от 11.04.2014г 219x14, цикл шагания балок 45с. Параметры технологического режима представлены в таблице 3.5.

Таблица 3.5 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА от 11.04.2014

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	14
Сталь		13ХФА
Длина,	м	8,6..10,2
Суммарная масса	т	631
Среднечасовая производительность,	т/ч	27,8
	шт/ч	31
Начало рабочего цикла по печи заковки		10.04.2014 9:29
Конец рабочего цикла по печи заковки		11.04.2014 10:50
Цикл шагания балок печи заковки	с	45
Среднее время в печи заковки	мин	59

Окончание таблицы 3.5.

Температура зон в печи закалки		
Зона 1	°С	900
Зона 2	°С	925
Температура трубы после печи закалки,	°С	898..900
Температура трубы после спреерного устройства	°С	50..55
Начало рабочего цикла по печи отпуска		10.04.2014 10:29
Конец рабочего цикла по печи отпуска		11.04.2014 11:50
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	45
Среднее время в печи отпуска		118
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	715
Зона 2	°С	701
Зона 3	°С	696
Требуемая температура выдержки труб	°С	695
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	665..670
Температура после зоны 2	°С	694
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	698

Для моделирования был выбран участок стабильной работы печи с полной загрузкой длительностью 3 часа.

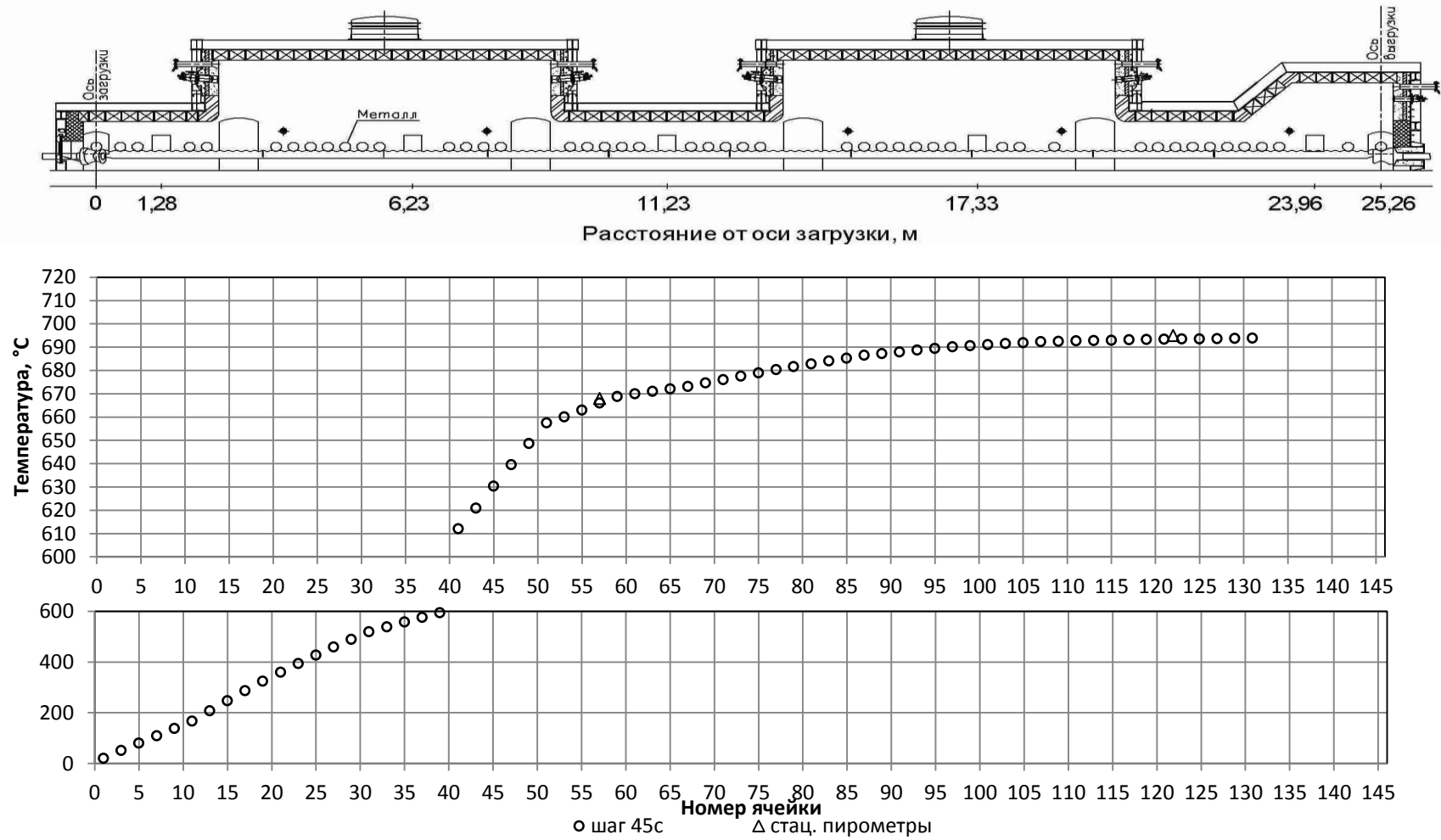


Рисунок 3.6 – Нагрев труб в печи 11.04.2014 Трубы 219 x14 13ХФА Уставки зон: I - 715°C, II - 701°C, III - 686°C.

Моделирование показало (см. рисунок 3.6), что температуры выдержки труба достигла только в 93-й ячейке печи. Таким образом, фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч}, \quad (3.13)$$

$$K_{\text{н}} = \frac{968}{\tau_{\text{нагр}}} = 834, \quad (3.14)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч}, \quad (3.15)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{968}{(2,3 \cdot 834(20 - \lg 834))} = 0,68, \quad (3.16)$$

$$P = 968(20 + \lg 0,68)10^{-3} = 19,2. \quad (3.17)$$

Данные результатов испытаний партий труб, подвергнутых обработке на данном участке, приведены в таблице 3.6.

Таблица 3.6 – Результаты механических испытаний труб из стали 13ХФА после обработки 11.04.2014.

№ партии	404151	404154	404160
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,38	0,38	0,40
Средняя ударная вязкость по Шарпи (-50°С), кгс·м/см <sup>2</sup>	44,2	42,0	39,9
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	100	100	100
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	58	56,8	58,0
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	45,0	44,3	46,0

Из таблицы 3.6, с учетом требований, предъявляемых к трубам по ТУ 1317-233-00147016-02, следует:

- температура выдержки достигается, как и в предыдущем случае, в ячейке печи №93, что позволяет говорить об определяющем значении производительности печи на режим нагрева.

- за счет повышения уставки в зонах на 10°C температура выдержки была повышена на 4°C, что дало увеличение параметра выдержки с 19,13 до 19,2 и привело к смещению среднего предела текучести обработанных труб с 48..50 кгс/мм<sup>2</sup> до 44..46 кгс/мм<sup>2</sup> при допустимом диапазоне 34,3..48 кгс/мм<sup>2</sup>.

2. Обработка партии труб от 23.03.2014г 219x8, цикл шагания балок 40с. Параметры технологического режима представлены в таблице 3.7.

Таблица 3.7 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА от 23.03.2014

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	8
Сталь		13ХФА
Длина,	м	9,2
Суммарная масса	т	112
Среднечасовая производительность,	т/ч	18,6
	шт/ч	45
Начало рабочего цикла по печи закалки		22.03.2014 16:30
Конец рабочего цикла по печи закалки		23.03.2014 08:20
Цикл шагания балок печи закалки	с	40
Среднее время в печи закалки	мин	52
Температура зон в печи закалки		
Зона 1	°С	900
Зона 2	°С	915
Температура трубы после печи закалки,	°С	900..904
Температура трубы после спреерного устройства	°С	36..40
Начало рабочего цикла по печи отпуска		22.03.2014 17:30
Конец рабочего цикла по печи отпуска		23.03.2014 10:00
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	40
Среднее время в печи отпуска		97
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	720



Окончание таблицы 3.7.

Зона 2	°С	706
Зона 3	°С	691
Требуемая температура выдержки труб	°С	706
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	681..686
Температура после зоны 2	°С	709
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	712

Для моделирования был выбран участок стабильной работы печи с полной загрузкой длительностью 3,5 часа. Моделирование показало (см. рисунок 3.7), что температуры выдержки труба достигла только в 93-й ячейке печи. Таким образом, фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч}, \quad (3.18)$$

$$K_{\text{н}} = \frac{968}{\tau_{\text{нагр}}} = 834, \quad (3.19)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч}, \quad (3.20)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{968}{(2,3 \cdot 834(20 - \lg 834))} = 0,68, \quad (3.21)$$

$$P = 968(20 + \lg 0,68)10^{-3} = 19,2. \quad (3.22)$$

Результаты испытаний партий труб, подвергнутых обработке на данном участке, приведены в таблице 3.8.

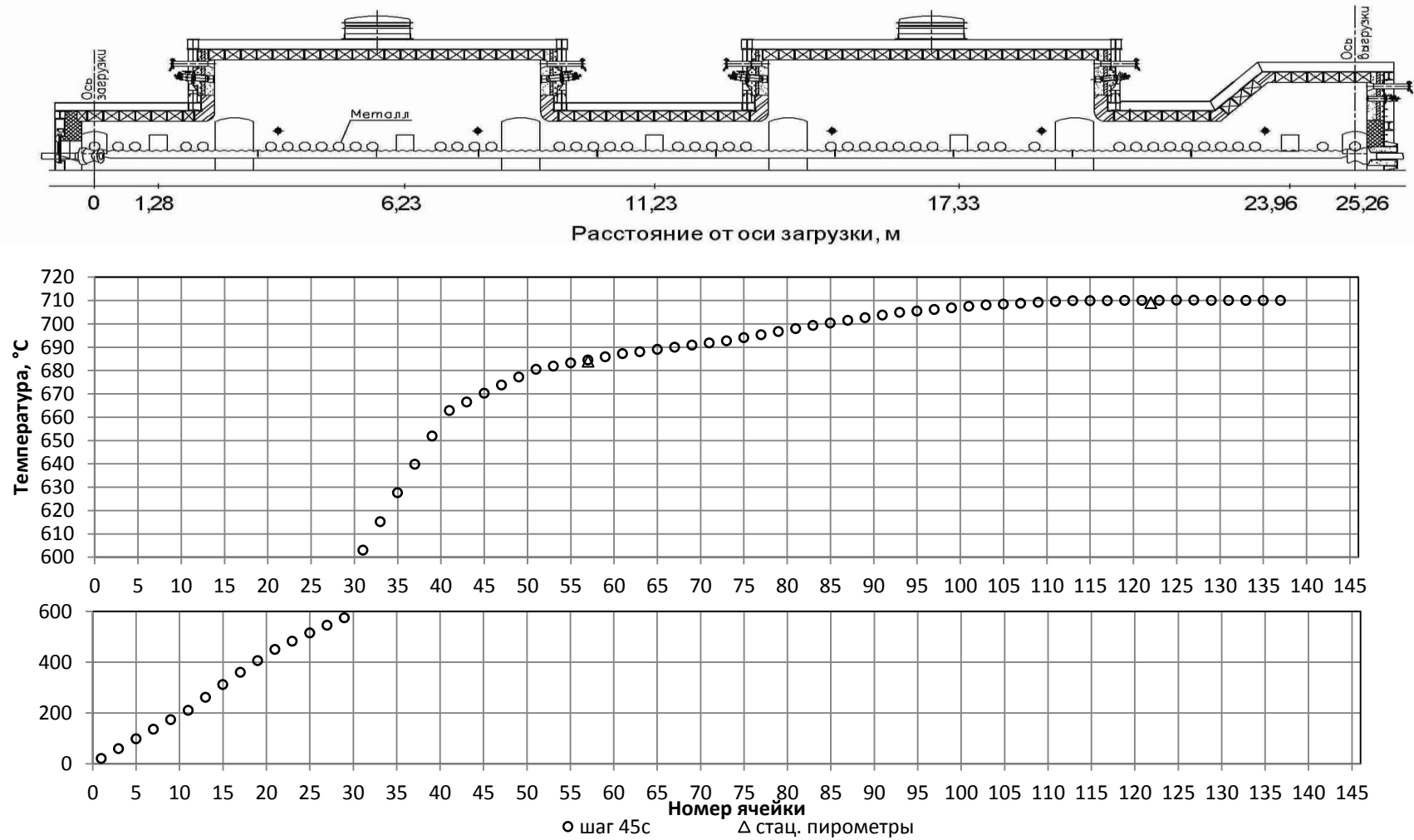


Рисунок 3.7 – Нагрев труб от 23.03.2014 Трубы 219 х8 13ХФА Уставки зон: I - 720°C, II - 706°C, III - 691°C

Таблица 3.8 – Результаты механических испытаний труб из стали 13ХФА после обработки 23.03.2014.

№ партии	403307	401308	401309	401310	401311
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,37	0,37	0,37	0,37	0,37
Средняя ударная вязкость по Шарпи (-50°С), кгс·м/см <sup>2</sup>	33,6	34	36,8	35,1	36,8
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	100	100	100	100	100
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	58,25	59,25	57,0	59,5	57,25
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	41	42	40	41	37,5

3. Обработка партии труб от 26.01.2014г 219x8 цикл шагания балок 40с. Параметры технологического режима представлены в таблице 3.9.

Таблица 3.9 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА от 26.01.2014

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	8
Сталь		13ХФА
Длина,	м	9,2
Суммарная масса	т	112
Среднечасовая производительность,	т/ч	18,6
	шт/ч	45
Начало рабочего цикла по печи закалки		26.01.2014 15:30
Конец рабочего цикла по печи закалки		26.01.2014 23:20
Цикл шагания балок печи закалки	с	40
Среднее время в печи закалки	мин	52
Температура зон в печи закалки		
Зона 1	°С	900

Окончание таблицы 3.9

Зона 2	°С	919
Температура трубы после печи заковки,	°С	896..902
Температура трубы после спреерного устройства	°С	40..45
Начало рабочего цикла по печи отпуска		26.01.2014 16:30
Конец рабочего цикла по печи отпуска		27.01.2014 01:00
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	40
Среднее время в печи отпуска		97
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	720
Зона 2	°С	709
Зона 3	°С	691
Требуемая температура выдержки труб	°С	710
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	692..695
Температура после зоны 2	°С	710
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	710

Для моделирования был выбран участок стабильной работы печи с полной загрузкой длительностью 3,5 часа. Моделирование показало (см. рисунок 3.8), что температуры выдержки труба достигла только в 93-й ячейке печи. Таким образом, фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч}, \quad (3.23)$$

$$K_{\text{н}} = \frac{968}{\tau_{\text{нагр}}} = 834, \quad (3.24)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч}, \quad (3.25)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{968}{(2,3 \cdot 834(20 - \lg 834))} = 0,68, \quad (3.26)$$

$$P = 968(20 + \lg 0,68)10^{-3} = 19,2. \quad (3.27)$$

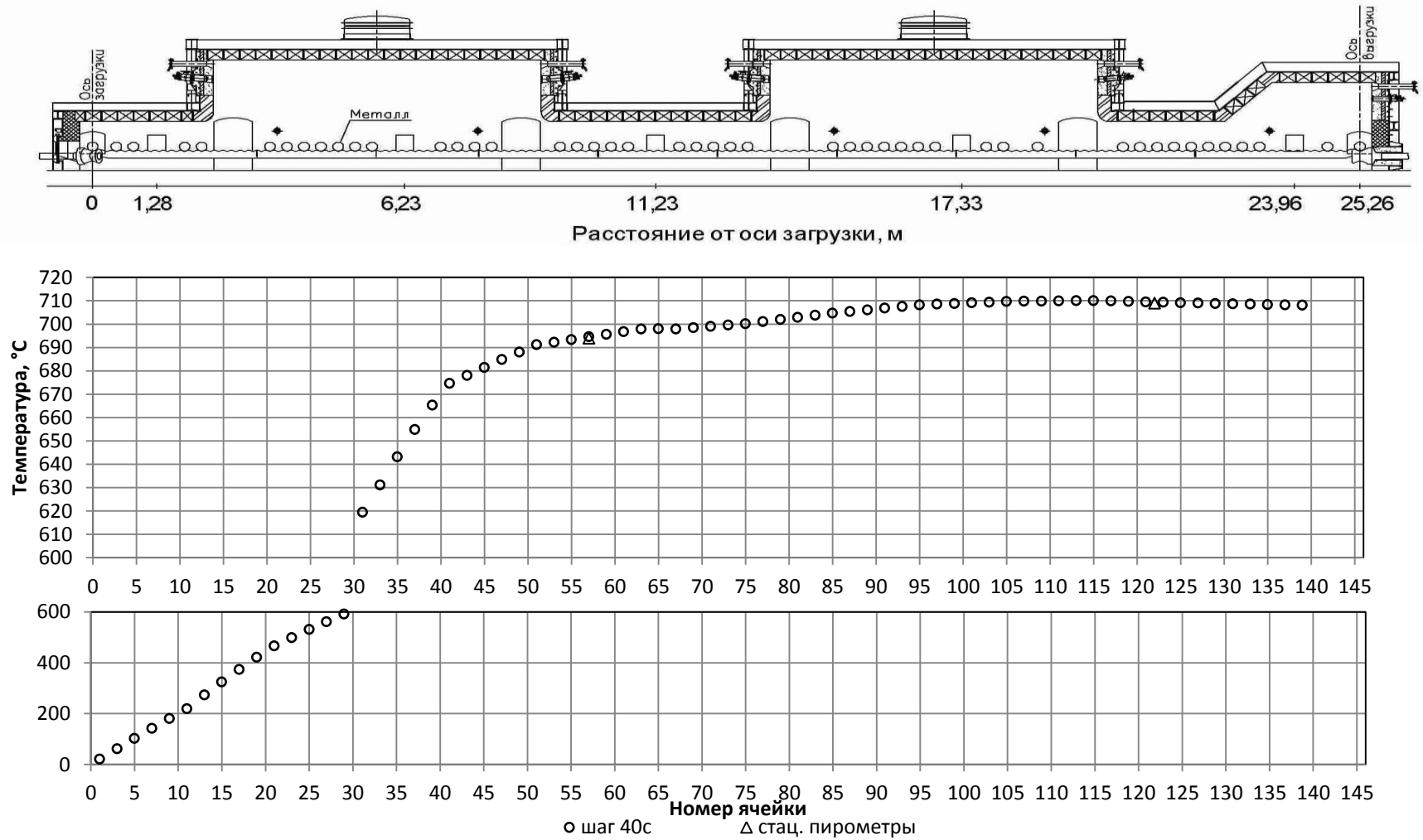


Рисунок 3.8 – Нагрев труб 23.03.2014 Трубы 219 х8 13ХФА Уставки зон: I - 720°C, II - 706°C, III - 691°C

Результаты испытаний партий труб, подвергнутых обработке на данном участке, приведены в таблице 3.10.

Таблица 3.10. Результаты механических испытаний труб из стали 13ХФА после обработки 26.01.2014.

№ партии	401300	401301	401302
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,35	0,35	0,35
Средняя ударная вязкость по Шарпи (-50°С), кгс·м/см <sup>2</sup>	33,7	34,1	27,5
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	100	100	100
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	54,5	57,25	55,5
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	36,25	40,25	37

4. Обработка партии труб от 15.06.2014г 219x8 цикл шагания балок 40с. Параметры технологического режима представлены в таблице 3.11.

Таблица 3.11 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА от 15.06.2014

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	8
Сталь		13ХФА
Длина,	м	10,9
Суммарная масса	т	
Среднечасовая производительность,	т/ч	22,5
	шт/ч	50
Начало рабочего цикла по печи закалки		15.06.2014 9:40
Конец рабочего цикла по печи закалки		15.06.2014 23:20
Цикл шагания балок печи закалки	с	36
Среднее время в печи закалки	мин	47
Температура зон в печи закалки		
Зона 1	°С	900

Окончание таблицы 3.11.

Зона 2	°С	912
Температура трубы после печи заковки,	°С	895..900
Температура трубы после спрерного устройства	°С	40..45
Начало рабочего цикла по печи отпуска		15.06.2014 10:30
Конец рабочего цикла по печи отпуска		16.06.2014 00:10
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	36
Среднее время в печи отпуска		86
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	715
Зона 2	°С	701
Зона 3	°С	686
Требуемая температура выдержки труб	°С	
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	682..688
Температура после зоны 2	°С	704
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	709

Для моделирования был выбран участок стабильной работы печи с полной загрузкой длительностью 3,5 часа. Моделирование показало (см. рисунок 3.9), что температуры выдержки труба достигла только в 93-й ячейке печи. Таким образом, фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч}, \quad (3.28)$$

$$K_{\text{н}} = \frac{968}{\tau_{\text{нагр}}} = 834, \quad (3.29)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч}, \quad (3.30)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{968}{(2,3 \cdot 834(20 - \lg 834))} = 0,68, \quad (3.31)$$

$$P = 968(20 + \lg 0,68)10^{-3} = 19,2. \quad (3.32)$$

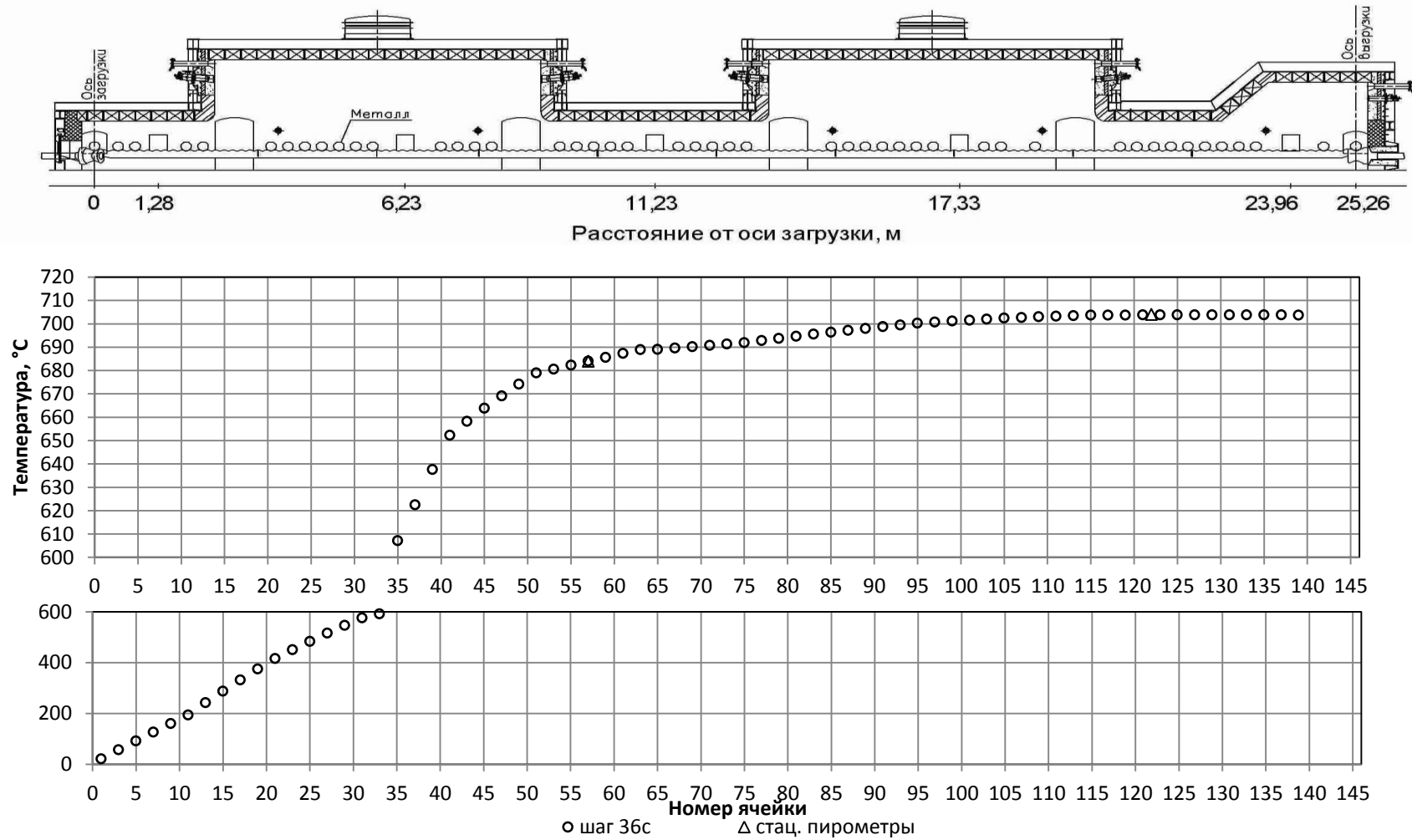


Рисунок 3.9 – Нагрев труб от 15.06.2014 Трубы 219 х8 13ХФА Уставки зон: I - 715°C, II - 701°C, III - 686°C



Результаты испытаний партий труб, подвергнутых обработке на данном участке, приведены в таблице 3.12.

Таблица 3.12 – Результаты механических испытаний труб из стали 13ХФА после обработки 15.06.2014.

№ партии	406261	406262	406263
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,36	0,36	0,36
Средняя ударная вязкость по Шарпи (-50°С), кгс·м/см <sup>2</sup>	34,9	35,8	34,7
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	100	100	100
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	57,75	57	59
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	42,5	42,5	46

5. Обработка партии труб от 13.07.2014г 219x8 цикл шагания балок 40с. Параметры технологического режима представлены в таблице 3.13.

Таблица 3.13 – Параметры технологического режима нагрева труб из стали 13ХФА от 13.07.2014

Название технологического параметра	Единицы измерения	Значение
Диаметр	мм	219
Стенка	мм	8
Сталь		13ХФА
Длина,	м	10,9
Суммарная масса	т	
Среднечасовая производительность,	т/ч	22,5
	шт/ч	50
Начало рабочего цикла по печи закалки		12.07.2014 18:15
Конец рабочего цикла по печи закалки		13.07.2014 08:15
Цикл шагания балок печи закалки	с	36
Среднее время в печи закалки	мин	47
Температура зон в печи закалки		
Зона 1	°С	900

Окончание таблицы 3.13.

Зона 2	°С	921
Температура трубы после печи заковки,	°С	896..902
Температура трубы после спреерного устройства	°С	40..45
Начало рабочего цикла по печи отпуска		12.07.2014 19:00
Конец рабочего цикла по печи отпуска		13.07.2014 09:30
Цикл шагания балок в печи отпуска	с	36
Среднее время в печи отпуска		86
Температура зон в печи отпуска		
Зона 1	°С	715
Зона 2	°С	701
Зона 3	°С	686
Требуемая температура выдержки труб	°С	
Температуры труб, измеренные пирометрами		
Температура после зоны 1	°С	682..688
Температура после зоны 2	°С	704
Температура после зоны 3 (на выгрузке печи)	°С	709

Для моделирования был выбран участок стабильной работы печи с полной загрузкой длительностью 3,5 часа. Моделирование показало, что температуры выдержки труба достигла только в 93-й ячейке печи. Таким образом, фактические параметры нагрева имеют значения:

$$\tau_{\text{нагр}} = \frac{93\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,16 \text{ ч} , \quad (3.33)$$

$$K_n = \frac{968}{\tau_{\text{нагр}}} = 834 , \quad (3.34)$$

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{53\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 0,66 \text{ ч} , \quad (3.35)$$

$$\tau = 0,66 + \frac{968}{(2,3 \cdot 834(20 - \lg 834))} = 0,68 , \quad (3.36)$$

$$P = 968(20 + \lg 0,68)10^{-3} = 19,2 . \quad (3.37)$$

Результаты испытаний партий труб, подвергнутых обработке на данном участке, приведены в таблице 3.14.

Таблица 3.14 – Результаты механических испытаний труб из стали 13ХФА после обработки 13.07.2014.

№ партии	407203	407204	407205
Эквивалент углерода в плавке, Сэкв	0,35	0,36	0,35
Средняя ударная вязкость по Шарпи (-50°С), кгс·м/см <sup>2</sup>	36,8	36,9	35,3
Средняя доля вязкой составляющей в изломе ударных образцов, %	100	100	100
Средний предел прочности, кгс/мм <sup>2</sup>	55,0	55,5	55,25
Средний предел текучести, кгс/мм <sup>2</sup>	45,0	45,5	46,25

На основании выбранной статистики были отобраны результаты испытаний по механическим свойствам для ряда партий труб из каждой группы сталей, проведено моделирование соответствующих графиков нагрева и выдержки труб из данных партий, построены зависимости величин, полученных в результате испытаний, от вычисленных в процессе моделирования значений параметра отпуска (см. рисунок 3.10). В качестве выбранных для анализа параметров были взяты следующие: по прочностным свойствам – предел прочности и предел текучести; по пластичности – величина относительного удлинения; в качестве характеристики для оценки хладостойкости стали была взята величина ударной вязкости по Шарпи при температуре испытаний -50°С.

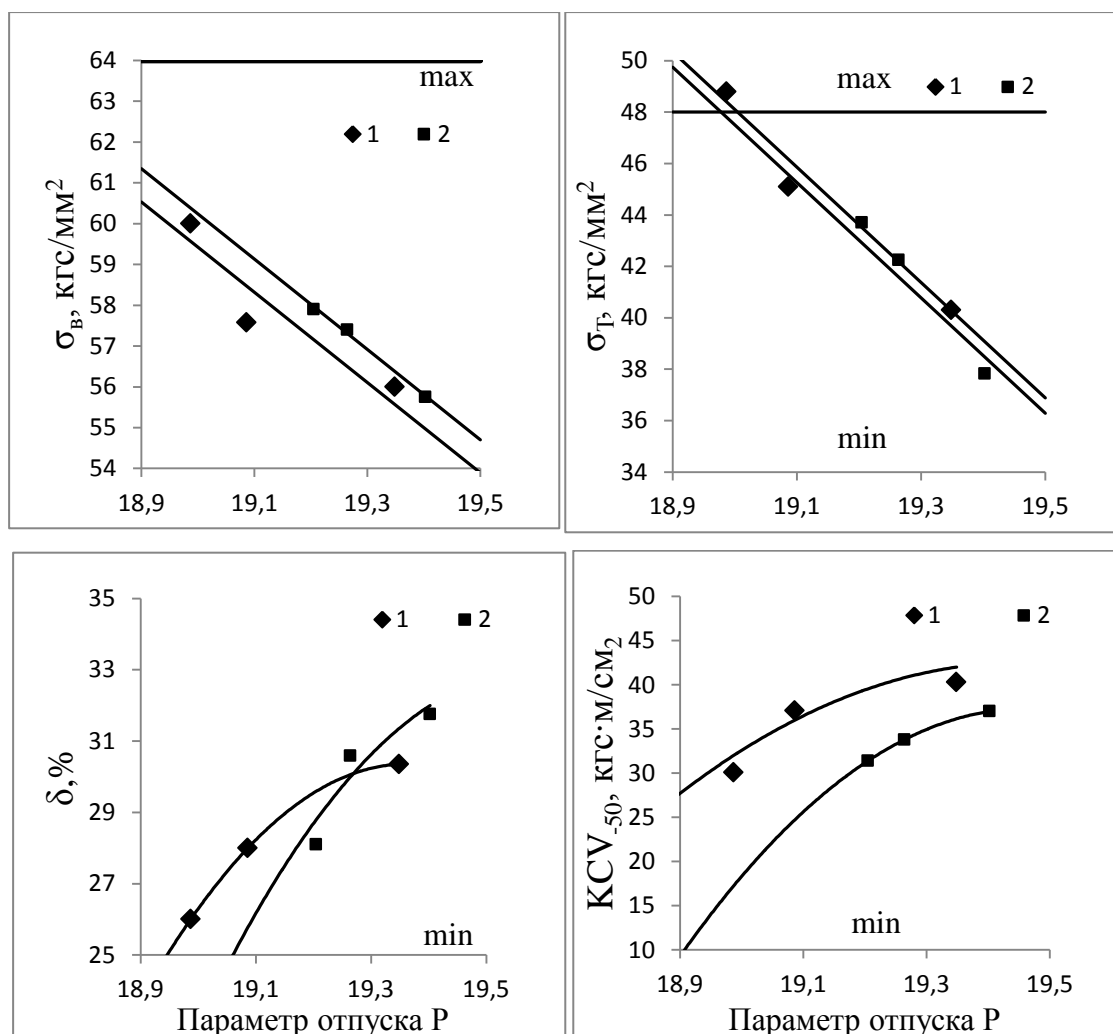


Рисунок 3.10 – Влияние параметра P на механические свойства труб из стали 13ХФА 219х8..16. 1 – сталь с Сэкв=0,36..0,38; 2 – сталь с Сэкв=0,39..0,41. Линии min и max показывают минимальный и максимальный предел допустимых значений в соответствии с заданными техническими условиями на производство данной группы сортаментов.

Из рисунка 3.10 видно, что влияние параметра отпуска на обе группы исследуемых сталей сходно, различия наблюдаются в значениях относительного удлинения и ударной вязкости при пониженных температурах. Максимальные значения предела прочности ( $\sigma_{в}=60$  кгс/мм<sup>2</sup>) соответствуют температуре выдержки 685°С и длительности выдержки 40мин (P=18,99). При этом значения предела текучести также максимальны. Динамика изменения предела прочности для обеих групп сталей почти не различается, что говорит о малом влиянии Сэкв

на данный параметр в рамках рассматриваемого интервала. С повышением температуры отпуска до  $704^{\circ}\text{C}$  при длительностях выдержки 37..42 мин ( $P=19,35..19,40$ ) величина предела прочности для всех сталей закономерно уменьшается и достигает величин  $\sigma_B=55,75..56$  кгс/мм<sup>2</sup>, что однако еще достаточно далеко от нормативного ограничения  $51$  кгс/мм<sup>2</sup>. Таким образом, можно утверждать, что значение предела прочности не является лимитирующим фактором для выбора режима отпуска.

Характер изменения предела текучести сходен с характером изменения предела прочности. Как и для предела прочности, различия влияния Сэкв на получаемые прочностные свойства для обеих групп сталей минимальны. Максимальные значения предела прочности ( $\sigma_T=48,8$  кгс/мм<sup>2</sup>) соответствуют температуре выдержки  $685^{\circ}\text{C}$  и длительности выдержки 40мин ( $P=18,99$ ). Данное значение превышает нормативный предел для данного параметра на  $0,8$  кгс/мм<sup>2</sup>. С повышением температуры отпуска до  $704^{\circ}\text{C}$  при длительностях выдержки 37..42 мин ( $P=19,35..19,40$ ) величина предела текучести для всех сталей закономерно уменьшается и достигает величин  $\sigma_T=38..40$  кгс/мм<sup>2</sup>, что однако еще достаточно далеко от нормативного ограничения  $34$  кгс/мм<sup>2</sup>. Таким образом, можно отметить, что величина предела текучести является лимитирующим фактором для используемых режимов отпуска, и при выборе характеристик режима ей должно быть уделено должное внимание. Из рисунка 3.10 видно, что оптимальный диапазон параметра отпуска, позволяющий получить удовлетворительные значения  $\sigma_T$ , составляет  $P=19,1..19,5$ . При этом получаемые значения предела текучести будут лежать в пределах  $\sigma_T=36..46$  кгс/мм<sup>2</sup>.

Динамика изменения пластических свойств показана на примере величины относительного удлинения  $\delta$  при испытаниях на разрыв. Очевидно, что при увеличении параметра отпуска данная величина будет увеличиваться. Однако, как показывает рисунок 3.10, данное увеличение носит нелинейный характер. Этот результат отличен от показанного в работе [46], где данная зависимость линейна, что может быть объяснено различием в химическом составе рассмотренных сталей. Минимальное зафиксированное значение  $\delta$  составило  $26\%$  для

температуры выдержки  $684^{\circ}\text{C}$  и времени выдержки 40 мин ( $P=18,99$ ) для стали с  $S_{\text{экв}}=0,39$ , и 28% для температуры выдержки  $699^{\circ}\text{C}$  и времени выдержки 33 мин ( $P=19,21$ ) для стали с  $S_{\text{экв}}=0,36$ . Это выше минимально допустимого значения 25%, однако достаточно близко к нему. Также заметно, что характер увеличения  $\delta$  для групп сталей с различным  $S_{\text{экв}}$  различается. Оба графика демонстрируют ослабление зависимости величины  $\delta$  от параметра отпуска при увеличении последнего, однако ослабление динамики для сталей с  $S_{\text{экв}}=0,39..0,41$  наступает раньше (при  $P=19,3$ ), чем для сталей с  $S_{\text{экв}}=0,36..0,38$ . Таким образом, относительное удлинение является лимитирующим фактором при выборе режима отпуска и требует задания параметра отпуска не менее  $P=19,0$  для сталей с  $S_{\text{экв}}=0,39..0,41$  и не менее  $P=19,1$  для сталей с  $S_{\text{экв}}=0,36..0,38$ .

По рисунку 3.10 также определяется характер изменения параметра  $KCV_{-50}$ , характеризующего устойчивость свойств стали к низким температурам. Видно, что с увеличением параметра отпуска значения  $KCV_{-50}$  увеличиваются в нелинейном масштабе. Минимальное значение составило  $30..31 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$  для обеих групп стали, однако это значение было получено в результате режимов, отличающихся по величине параметра отпуска. ( $P=18,99$  для  $S_{\text{экв}}=0,39$  и  $P=19,21$  для  $S_{\text{экв}}=0,36$ ). Динамика увеличения параметра для различных групп сталей также различается (см. рисунок 3.10). Экстраполяция в сторону уменьшения параметра отпуска позволяет определить минимальное значение  $P$ , при котором  $KCV_{-50}$  не уменьшается ниже заданного предела ( $10 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ ). Лимитирующей величиной данный параметр становится для группы сталей с  $S_{\text{экв}}=0,36..0,38$  при значении  $P=18,9$ . Для сталей с  $S_{\text{экв}}=0,39..0,41$  в рассматриваемом интервале параметра отпуска значение  $KCV_{-50}$  предположительно будет не ниже  $27 \text{ кгс}\cdot\text{м}/\text{см}^2$ .

Таким образом, оценивая результаты испытаний комплексно, можно утверждать, что предпочтительный диапазон параметра режима нагрева и выдержки труб в печи  $P$  составляет  $P=19,1..19,5$ , что существенно уже, чем для хромистых сталей [34,46]. Это требует строгого поддержания технологических

параметров в процессе нагрева труб в заданных пределах (температуры и длительности выдержки). Результаты исследования опубликованы в работе [44].

### **3.4. Определение рекомендуемой максимальной производительности при нагреве труб в печи отпуска**

Максимальный диаметр труб, обрабатываемых в цехе №4, равен 219мм. Нагрев труб данной группы сортаментов зачастую сопряжен с выходом печей на максимальную мощность, при этом, как было показано в предыдущем пункте, образцы, взятые из партии труб при такой обработке, не всегда проходят контроль механическими испытаниями. В связи с этим, целесообразно проанализировать ряд режимов нагрева труб указанного сортамента на предмет выработки рекомендаций для обеспечения рабочих режимов печей с максимальной производительностью, обеспечивающих в то же время требуемые механические свойства изделий.

В качестве экспериментальной базы исследования предельных режимов работы печи отпуска был проведен анализ статистики работы термоотдела за 2013-2014гг. Случаи стабильных режимов нагрева (имеющих объем партии труб, обеспечивающий, как минимум, полное заполнение печи трубами одного сортамента), выводящих печь на предельный по мощности режим зоны нагрева представлены в таблице 3.15. Критерием работы на максимальной мощности был выбран длительный режим работы хотя бы одной подзоны регулирования в режиме стопроцентной мощности.

Из таблицы 3.15 можно выделить некоторые характерные особенности выбранных режимов:

- все режимы относятся к обработке толстостенных труб диаметром 219мм и толщиной стенки от 14 до 20мм.
- на производительность режима существенное влияние оказывает средняя длина труб, которая не учитывается службами завода при задании температур и длительности выдержки.

Таблица 3.15 – Режимы работы отпускной печи с максимальной мощностью зоны нагрева

№	Время начала выборки	Диам., мм	Стенка, мм	Сталь	Средняя длина, м	Масса трубы, кг	Производительн ость, т/ч		Шаг балок, с	Температура печи в зоне 1, °С		Расход газа на печь, м3/ч	Мощн ость зоны 1.1, %	Мощн ость зоны 1.2, %	Мощн ость зоны 1.3, %	Мощн ость зоны 1.4, %
							Номин.	Факт.		Номин.	Факт.					
1	08.03.2014 1:11	219	14	13ХФА	9,7	682	27,3	23,0	45	710	705	421	66	99,6	75,8	54,5
2*	18.02.2013 4:05	219	14	20А-У	9,3	654	23,5	23,0	50	720	718	495	66	100	97	51
3	27.10.2013 0:00	219	14	13ХФА	8,9	626	25,0	17,0	45	705	703	385	55	100	80	45
4	27.01.2014 1:16	219	16	13ХФА	8,7	692	22,7	22,7	55	700	698	365	39,3	99,9	87,5	43,7
5	14.01.2014 13:25	219	16	13ХФА	9,3	740	24,2	24,2	55	710	707	411	58,6	100	99,6	48,7
6	11.12.2013 11:25	219	16	13ХФА	9,6	764	30,5	25,0	45	705	700	426,6	63	100	100	46
7	15.11.2013 16:00	219	16	20	10	796	31,8	31,8	45	675	668	480	90	100	100	43
8	27.07.2013 4:32	219	16	20	8,9	708	28,3	17,8	45	655	655	346	44	100	73	46
9	05.06.2013 8:26	219	16	20	10	796	31,8	29,5	45	665	660	450	93	100	75	50
10	30.05.2013 18:15	219	16	20	9,4	748	29,9	29,9	45	665	665	390	60	100	60	46
11	05.08.2014 8:30	219	18	13ХФА	9,1	806	26,4	26,4	55	705	700	460	60	100	100	37
12	04.03.2014 21:50	219	20	20	9,3	907	32,6	32,6	50	640	636	433	55,6	100	77,3	37,7

Случаи брака выделены серым цветом

\*) Пограничные (близкие к границе нормы) характеристики доли вязкой составляющей.



В то время как службами завода для стенки 16мм средняя длина труб принята равной 9м, а для стенки 18мм – 8м, фактическая средняя длина труб может достигать 10м (см. таблицу 3.15), что повышает производительность до 25% от расчетной.

- первыми выходят на предельную мощность центральные зоны управления, обеспечивающие нагрев наиболее массивной центральной части труб.

- при выходе зон управления на предельную мощность наблюдается отклонение фактической температуры печи от заданной. Это отклонение увеличивается с увеличением количества зон, работающих на пределе.

- в некоторых случаях фактическая производительность печи оказалась ниже расчетной в связи с заданием более длительного цикла шагания балок в закалочной печи, либо в связи с ограничением загрузки в отпускную печь.

Данные режимы были условно разбиты на две группы:

**Группа 1** – режимы, в которых две центральные подзоны регулирования работают в режиме диапазона мощности 90..100%.

**Группа 2** – режимы, в которых только одна из подзон регулирования достигла 100% мощности.

По данным из таблицы 3.15 среднее отклонение фактической температуры печи в зоне нагрева от заданной для группы 1 составляет 5°C, а для группы 2 – 2°C.

В двух режимах группы 1 из пяти был зафиксирован брак труб по механическим свойствам (низкие значения предела текучести).

График зависимости фактической температуры печи от производительности для каждой группы показан на рисунке 3.11.

Выход одной из зон управления на режим 100% мощности означает, что печь вышла на свою максимальную производительность, и дальнейшее увеличение производительности (путем уменьшения времени цикла, либо увеличения массы трубы) приведет к тому, что печь не сможет обеспечить заданный температурно-тепловой режим в зоне. Выход на 100% мощности двух и более подзон однозначно сигнализирует о том, что рабочий режим находится вне диапазона управления.

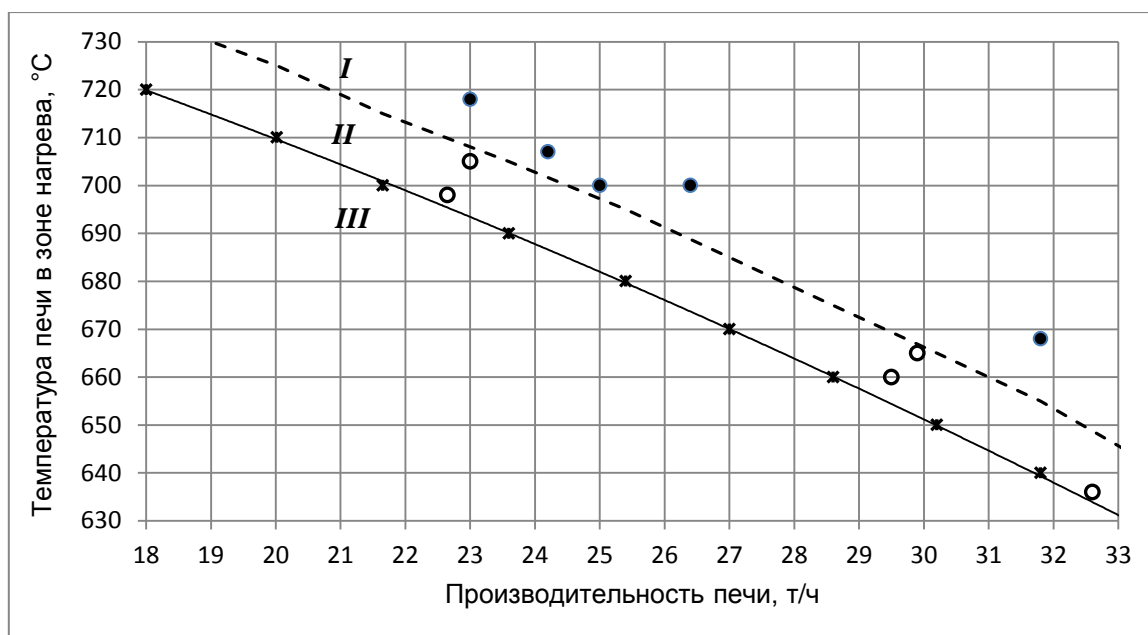


Рисунок 3.11 – Зависимость температуры печи от производительности при предельных режимах работы печи. Закрашенные точки – режимы группы 1, незакрашенные – режимы группы 2; *I* – область, в которой печь не обеспечивает температурный режим (более одной подзоны регулирования работают в режиме мощности 100%); *II* – область, в которой печь работает на предельном режиме (одна из подзон регулирования работает в режиме мощности 100%); *III* – область, в которой печь может обеспечивать заданный температурный режим;

На рисунке 3.11 представлены обобщенные экспериментальные данные по нагреву трубы диаметром 219мм. Режимы группы 2, обозначенные незакрашенными точками, – предельные для печи режимы с максимальной производительностью для заданной температуры. Поскольку недогрев при этих режимах в подзонах регулирования составляет в среднем 2°С, то наши рекомендации сводятся к тому, чтобы выбрать уставку температуры зон при нагреве ниже указанных режимов группы 2 на 3-5°С. В виде звездочек (\*) обозначены расчетные производительности для температур от 640°С до 720°С, при которых зона нагрева печи отпуска не выходит на максимальную мощность. Численные значения этих данных приведены в таблице 3.16. Область допустимых режимов находится ниже этих точек (область *III*).

Таблица 3.16 – Рекомендуемая производительность при нагреве труб в зависимости от температуры зоны нагрева печи отпуска.

Температура зоны нагрева, °С	640	650	660	670	680	690	700	710	720
Производительность, т/ч	31,8	30,2	28,6	27,0	25,4	23,6	21,7	20,0	18,0

Найденная взаимосвязь фактической температуры печи в зоне нагрева  $T_{\text{печи}}$  и производительности печи  $P$  может быть описана приближенной формулой:

$$T_{\text{печи}} = -0,066P^2 - 2,55P + 787 \quad (3.38)$$

Для получения необходимых свойств труб после отпуска ключевым является задание двух параметров: температуры выдержки труб и длительности выдержки. Данные параметры являются в некоторой степени взаимозаменяемыми.

Время выдержки связано с производительностью  $Pr$  (т/ч) и с циклом шагания балок  $\tau_{\text{цикла}}$  (с) очевидным образом:

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{77\tau_{\text{цикла}}}{3600}, \quad (3.39)$$

$$Pr = \frac{L \cdot m_1 3,6}{\tau_{\text{цикла}}}, \quad (3.40)$$

где  $L$  – длина труб, м;  $m_1$  – масса погонного метра трубы, кг

Температура выдержки определяется температурой трубы в конце зоны нагрева печи отпуска, которая в свою очередь связана с уставкой температуры печи в этой зоне.

Следовательно, зная цикл шагания балок и заданную температуру печи, можно получить температуру и длительность выдержки, на основании которых

вычислить параметр отпуска  $P$  и, руководствуясь его значением, определить получаемые механические свойства труб.

С точки же зрения управления печью целесообразно получить зависимости между производительностью печи и предельно достижимой температурой в печи. При этом для практического применения удобнее пользоваться не значением производительности, а величиной цикла шагания балок в печи ( $\tau_{\text{цикла}}$ ). Такие зависимости могут быть построены, если подставить выражение для производительности из формулы (3.40) в формулу (3.38), а затем выразить из полученного равенства величину  $\tau_{\text{цикла}}$ . Полученная зависимость для труб сортамента 219x16 дана на рисунке 3.12 и опубликована в работе [43]. Приведенные на рисунке линии соответствуют нескольким характерным длинам труб. Для фактических режимов данного сортамента (обозначенных на рисунке в виде точек) приведены фактические температуры печи и эквивалентные циклы шагания (приведенные к толщине стенки 16мм и длине труб 10м).

Из рисунка 3.12 видно, что фактические режимы в большинстве своем не соответствуют возможностям печи. Только три режима близки к линии, соответствующей приведенной длине труб 10м (жирная линия на рисунке 3.12) и даже для этих режимов установленный цикл шагания на 1-2 секунды меньше рассчитанного минимального  $\tau_{\text{цикла}}$  (точки лежат ниже соответствующей линии). Для всех остальных режимов точки лежат значительно ниже линии  $L=10\text{м}$ , а значит, имеют цикл шагания меньше допустимого минимального цикла. Это подтверждается статистикой отклонений заданной температуры печи в зоне нагрева от фактической (печь не может обеспечить режим).

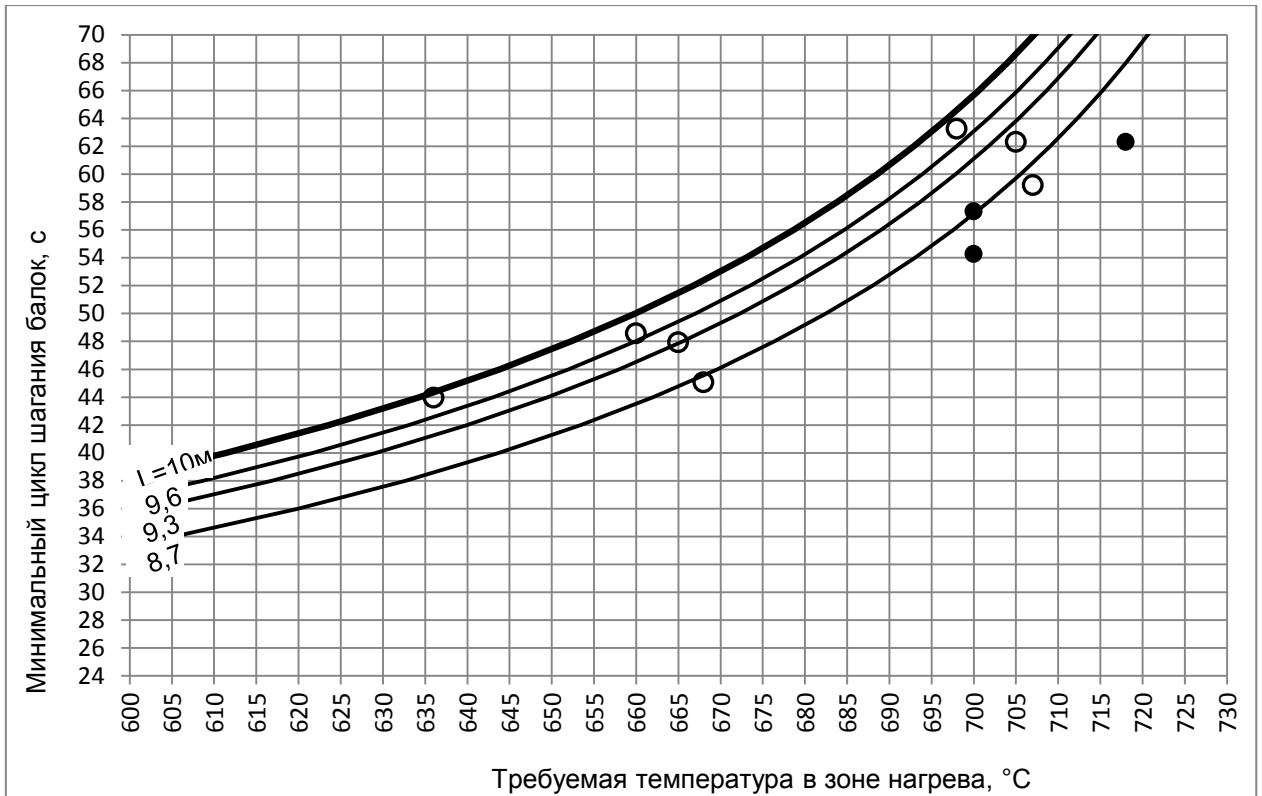


Рисунок 3.12 – Зависимость минимального цикла шагания балок от заданной температуры печи в зоне нагрева при загрузке печи трубами сортамента 219x16. Линии показывают расчетные циклы для различных длин труб. Точками обозначены фактические режимы, закрашенные точки – режимы, в которых был получен брак по механическим свойствам труб.

Данный график может быть использован для определения минимального цикла шагания балок. Например, пусть задана требуемая температура печи. Необходимо определить соответствующую ей точку на одной из линий. Выбор линии определяется тем, имеются ли данные о фактической длине труб в обрабатываемой партии. Если таких данных нет, необходимо брать самую верхнюю линию, соответствующую длине труб 10м. После определения точки пересечения с выбранной линией находится минимально допустимый цикл шагания печи, как ордината данной точки. Допустимые к заданию циклы должны соответствовать точкам выше данной линии.

Зависимость температуры трубы в конце зоны нагрева от заданной температуры печи в зоне нагрева определялась как экспериментально, так и с использованием математического моделирования.

Так как сортамент обрабатываемых труб ограничен диаметром 219мм и имеет толщину стенки от 14 до 18мм, целесообразно выбрать ограничение уставки температуры печи исходя из моделирования нагрева труб именно этого внешнего диаметра.

В процессе моделирования была построена трехмерная модель внутripечного пространства зоны нагрева печи отпуски, в которой были рассчитаны температурные поля, определяемые совокупностью механизмов теплообмена: излучением, конвекцией, с помощью теплопроводности. Также расчёт велся по гидродинамической составляющей, что позволило определить поле скоростей движения газов. В качестве ограничения мощности подзон регулирования было принято ограничение подачи топлива во внутripечное пространство в виде постоянного расхода газа в двух центральных подзонах регулирования. В качестве варьируемого параметра, позволяющего настроить модель был принят расход топлива в периферийных подзонах регулирования. Модель была верифицирована на нескольких режимах из таблицы 3.15.

Результат моделирования обобщен на рисунке 3.13, по которому можно оценить диапазон температур, в котором будет находиться температура труб в конце зоны нагрева при предельном режиме работы печи. Температура труб будет определяться производительностью печи, и лежать между линиями 2 и 3 на рисунке 3.13.

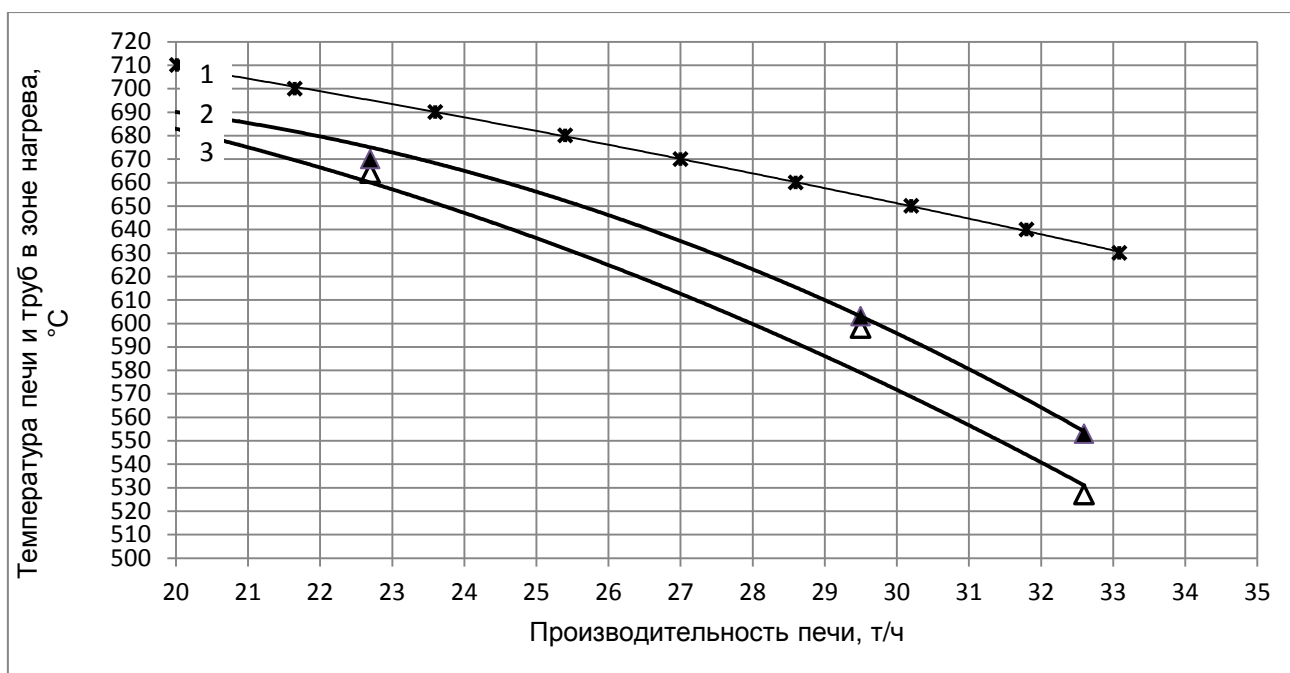


Рисунок 3.13 – График предельных температур печи и соответствующих им температур центральной части трубы. Линия 1 – температура печи в зоне нагрева; линия 2 – температура трубы, соответствующая средней длине труб 10м, линия 3– температура трубы, соответствующая длине труб 8м; незакрашенные точки – фактические средние температуры труб; закрашенные точки – рассчитанные температуры труб при условиях, соответствующих фактическим.

Для получения максимальной температуры зоны нагрева необходимо максимально точное вычисление производительности печи отпуска.

В настоящее время службами завода используется: для стенки 16мм средняя длина трубы – 9м, для стенки 20мм – 8м. Однако, как следует из таблицы 1, данная оценка часто не соответствует действительности. Например, для большинства режимов со стенкой 16мм средняя длина труб отличается от расчётной в большую сторону.

В качестве характеристики влияния длины труб на производительность приведен рисунке 3.14, иллюстрирующий ситуацию для труб со стенкой 16мм. На нем показана взаимосвязь цикла шагания балок печи для расчетных (линии) и фактических (точки) режимов нагрева труб сортамента 219x16.

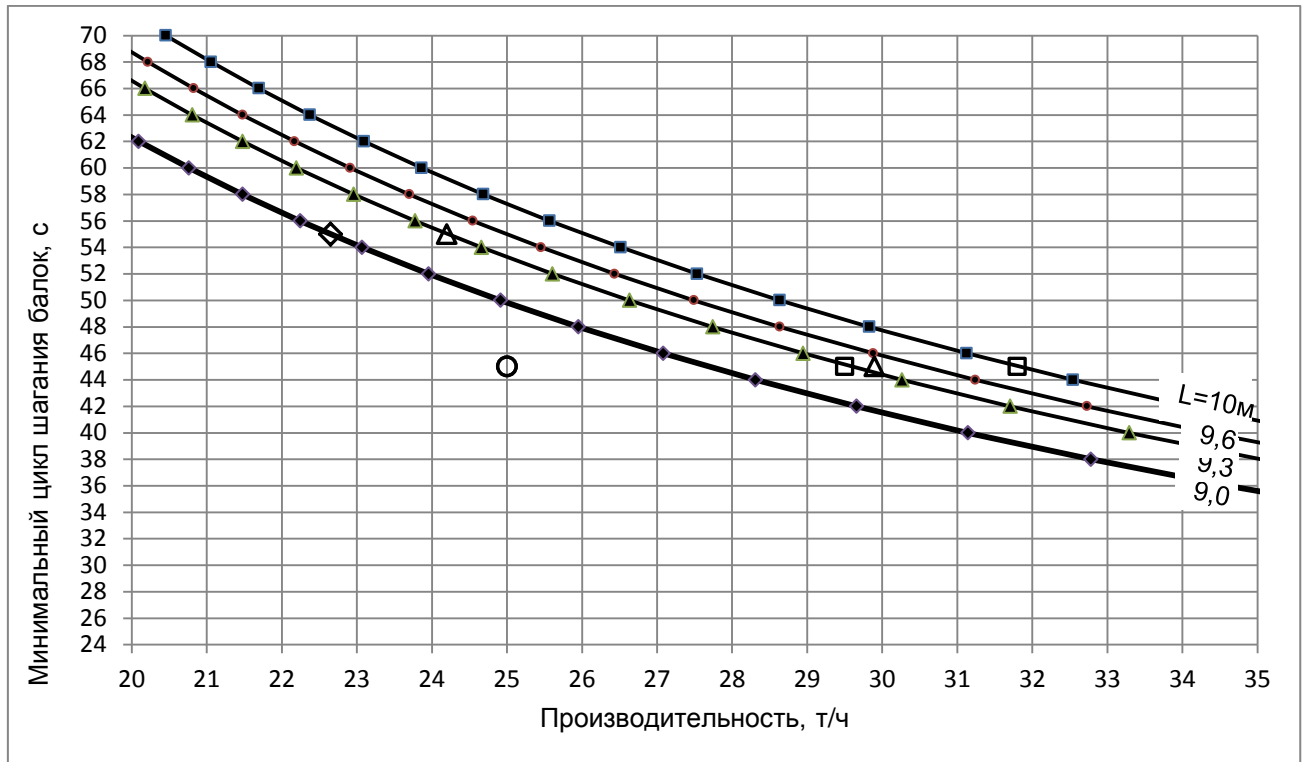


Рисунок 3.14 – Производительность печи отпуска для труб сортамента 219x16. Линии показывают расчетную производительность для различных длин труб. Жирная линия – производительность, принятая для расчета службами завода (длина 9 м). Незакрашенные точки – фактические режимы, Форма точки соответствует маркерам на линии.

На основании рисунка 3.14 можно сделать следующие выводы:

- Фактическая производительность печи в более чем половине случаев как правило превышает расчетную (точки выше жирной линии на рисунке 3.18. Жирная линия – расчет проектной производительности и, следовательно, цикла шагания балок печи). Это является следствием как частого отклонения средней длины труб от расчетной, так и неравномерности загрузки труб в печь. Превышение фактической производительности над расчетной может вести к отклонению фактического режима нагрева от заданного, в частности в плане времени выдержки труб в печи отпуска.

- Для определения актуальной производительности целесообразно руководствоваться рисунком 3.14, т.е. зная цикл шагания балок и среднюю



длину труб определить расчетную производительность печи. При этом цикл шагания необходимо брать для закалочной печи, т.к. именно в ней загрузка труб осуществляется равномерно в каждую ячейку без разрывов, а значит фактическая производительность будет близка к расчетной.

Пример использования методики:

Пусть для труб сортамента 219х16 средней длиной 9,6м требуется обеспечить значение параметра отпуска  $P$  в диапазоне 18,8..19,7 (Группы прочности Л, Е).

Для этого предлагается производить нагрев труб до температуры выдержки  $T_{\text{выд}} = 665^{\circ}\text{C}$ .

По данным моделирования процесса нагрева труб на рисунке 3.13 определяем, что данная температура труб достигается при температуре зоны нагрева в печи, равной  $T_{\text{печи}} = 670^{\circ}\text{C}$ .

Определяем по таблице 3.16, что для данной температуры печи может быть достигнута максимальная производительность печи 27,0 т/ч.

По рисунку 3.14 определяем точку пересечения линии с температурой  $670^{\circ}\text{C}$  и линии, обозначающей среднюю длину труб 9,6м. Определяем ординату этой точки – 51с. Это будет минимальный цикл шагания балок, обеспечивающий удовлетворительный режим регулирования температуры в печи.

Время выдержки определяем по формуле (3.39)

$$\tau_{\text{выд}} = \frac{77\tau_{\text{цикла}}}{3600} = 1,09\text{ч} . \quad (3.41)$$

Получаемое значение параметра отпуска

$$P = T_{\text{выд}}(20 + \lg \tau_{\text{выд}})10^{-3} = 18,9 . \quad (3.42)$$

Данное значение укладывается в допустимый интервал, значит полученные температура печи и цикл шагания могут быть приняты.

Можно ли увеличить производительность, уменьшив цикл шагания балок до 50с ?

По рисунку 3.14 получаем, что минимальный цикл шагания 50с для данного сортамента обеспечивает температуру зоны нагрева печи не более 667°С.

Согласно рекомендации по выбору уставки температуры для печи отпуска определяем, что при такой температуре зона нагрева обеспечит температуру трубы 662°С. Таким образом, значение параметра отпуска составит

$$P = (662 + 273) \left( 20 + \lg \frac{77 \cdot 50}{3600} \right) 10^{-3} = 18,73. \quad (3.43)$$

Данное значение не обеспечивает нужных свойств трубы, поэтому увеличение производительности в этом случае невозможно.

### 3.5. Выводы

Разработана методика совершенствования режима нагрева и выдержки труб в нагревательных печах. В основе методики лежит определение параметров нагрева (время нагрева, температура в конце зоны нагрева) с использованием анализа тепловых процессов в печном пространстве. В то время как имеющиеся на печах средства измерения температуры печи и труб, как правило, не обеспечивают полного контроля над процессом, использование математического моделирования процессов теплообмена позволяет получить значения параметров нагрева и выдержки с точностью, превышающей точность штатных средств.

Методика была применена для совершенствования режима нагрева и выдержки труб из стали 13ХФА в методической печи с шагающими балками для снятия остаточных напряжений. Математическое моделирование

процессов тепломассопереноса в печи позволило рассчитать фактический момент начала и температуру изотермической выдержки. Данные величины используются для получения параметра  $P$ , комплексно характеризующего режим нагрева и выдержки труб. Выполненное на базе статистики обработки труб за 2013г моделирование позволило определить допустимый диапазон комплексного параметра  $P$ , требуемый для получения труб с годными механическими свойствами.

Взаимосвязь параметра  $P$  и результатов механических испытаний труб была построена для двух групп сталей с  $S_{экв}=0,36..0,38$  и  $S_{экв}=0,39..0,41$ . По полученным зависимостям определено, что для удовлетворения предъявляемым техническими условиями требованиям необходимо обеспечение поддержания величины параметра  $P$  в диапазоне  $P=19,1..19,5$ .

После корректировки режимов нагрева произошло существенное снижение (в 6 раз в относительных величинах) объема повторной обработки труб по рассматриваемой группе сортаментов.

Еще одним применением анализа теплофизических процессов в рассмотренной печи было построение зависимости между производительностью печи и максимально достижимой температурой нагрева труб. Для практического применения предлагается использовать диаграммы пересчета, позволяющие оценить минимальный цикл шагания балок при заданной температуре в печи для труб диаметром 219мм, что обеспечивает необходимую температуру труб в начале зоны изотермической выдержки. Применение полученных результатов позволяет стабилизировать время изотермической выдержки и избежать ее сокращения за счет недогрева труб в конце зоны нагрева.

Однако, применение разработанной методики ограничено все возрастающей сложностью реальных объектов (печей) для анализа теплофизических процессов с использованием математического моделирования. Несмотря на проведенную проверку на адекватность, построенная модель, возможно, будет нуждаться в корректировке в случае

расширения сферы ее применения на другие группы режимов. Для повышения прогнозируемости свойств печи целесообразным является внесение изменений в конструкцию и алгоритмы управления печью, способствующих повышению стабильности анализируемых параметров и измеряемых величин, а также уменьшению влияния возмущающих факторов. Данный вопрос более подробно раскрывается в следующей главе.

## **ГЛАВА 4. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ И АЛГОРИТМОВ УПРАВЛЕНИЯ ПЕЧЬЮ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ НАГРЕВА**

Совершенствование конструкций и алгоритмов управления нагревательными печами позволяет повысить эффективность их работы, расширить диапазон обрабатываемой в печи номенклатуры металла, получить качественно новые режимы обработки [24,40]. Существенным улучшением является стабилизация технологических параметров, таких как температура, давление в печи, выбросы вредных веществ и т.д. Внедрение усовершенствований, направленных на стабилизацию режимов работы, упрощает наладку печи, увеличивает эффективность применения методик, основанных на анализе теплофизических процессов в печном пространстве.

Одной из ключевых групп параметров работы печи является совокупность параметров, определяющих газодинамический режим в печном пространстве. В работе Блинова О.М. [5] упоминается, что режим скоростей и температур газов в рабочем пространстве печи во многом определяет качество нагрева металла и экономичность работы агрегата. Значительное влияние на стабильность газодинамического режима в печи с импульсной системой отопления оказывает внутripечное давление. Оптимально выбранный режим по давлению позволяет, с одной стороны, минимизировать подсосы холодного воздуха в рабочее пространство печи, а с другой – не допустить существенных теплотерь с выбиванием [24]. Для поддержания давления, как правило, используется контур регулирования, включающий в себя в качестве сигнала обратной связи значение, измеренное датчиком давления, а в качестве исполнительного механизма – заслонку, частично перекрывающую дымоходный тракт печи (шибер). Однако сложная геометрия внутripечного пространства и значительные колебания гидродинамических течений в нем, вызванные периодическими включениями и выключениями импульсных горелок, делают обеспечение поддержания избыточного давления во всем

объеме печи сложной задачей [41, 45]. Следствием этого может стать наличие неконтролируемых подсосов холодного воздуха в печное пространство (например, через отверстия в поде печи для прохода шагающих балок). Количество подсосов воздуха никак не контролируется и может быть источником и может быть источником локальных холодных зон в печи, что негативно скажется на равномерности нагрева труб. Кроме этого повышенное содержание кислорода в печной атмосфере может приводить к образованию окалины на поверхности труб, что было неоднократно замечено при нагреве в печи до температур 800–900С. С другой стороны, поддержание высокого избыточного давления путем закрытия дымового шиберы может вызвать значительные теплотери горячей печной атмосферы в пространство цеха (например при открытии загрузочных и разгрузочных окон печи). Таким образом, как завышение, так и занижение давления приводит к перерасходу топлива и ухудшению работы агрегата [5, 66]. Следовательно, актуальной становится задача поддержания стабильности гидродинамической атмосферы в пламенной печи с импульсной системой отопления, обеспечивающей минимизацию подсосов холодного воздуха в печное пространство.

Еще одним направлением, позволяющим повысить стабильность режима нагрева заготовок, является повышение точности измерения температуры труб в печи. Несмотря на то, что измерение температуры с помощью пирометра излучения считается одним из наиболее точных методов контроля [34], данный способ не лишен определенных недостатков. Нестабильность показаний пирометров излучения вследствие наличия возмущающих факторов, таких как излучение газа и стенок печи (засветка), поток охлаждающего пирометр воздуха и т.п., делает использование полученных значений температуры труб затруднительным. Также, поскольку данные значения используются при анализе тепловых процессов в печи, погрешность в результатах измерений температуры снижает эффективность применяемых методик расчета.

#### **4.1. Существующие способы регулирования режима давления в печном пространстве**

Наиболее рациональным для негерметичных печей с неконтролируемой атмосферой является такой режим, при котором на уровне пода поддерживается минимальное избыточное давление. При этом подсосы холодного воздуха отсутствуют и наблюдается небольшое выбивание продуктов сгорания в атмосферу цеха [5,9]. Абсолютные величины давлений в рабочем пространстве пламенных печей составляют в среднем 40..100 Н/м<sup>2</sup>.

В настоящее время типовой является следующая схема поддержания такого режима. Отбор давления обычно осуществляется под сводом печи с помощью импульсной трубки. Конец этой трубки а также компенсационная линия из атмосферы цеха подведены к дифманометру, сигнал с которого через преобразователь поступает в регулирующее устройство (регулятор, либо программируемый контроллер). Управляющий сигнал регулятора подается на поворотный механизм заслонки, перекрывающий дымоход печи (дымовой шибер). При увеличении давления в рабочем пространстве печи выше заданного, регулятор приоткрывает шибер, увеличивая расход дыма и снижая тем самым внутripечное давление. В случае когда давление в печи низко, шибер закрывается, уменьшая расход дыма и увеличивая внутripечное давление.

Однако недостатком этого способа является трудность подбора необходимого давления для устранения или минимизации величины подсосов атмосферного воздуха в рабочее пространство печи, вызванная отсутствием полной герметичности ее корпуса, открытием и закрытием рабочих окон, наличием пульсаций при включении и выключении горелочных устройств. При этом даже небольшое изменение давления в рабочем пространстве и перемещение заслонки в дымовом тракте агрегата может вызвать значительный приток атмосферного воздуха в рабочее пространство [38,39]. Это приводит к охлаждению рабочего пространства, снижению КПД,

увеличению расхода топлива, а также к повышенному окислению металлических элементов агрегата (нагреваемый металл, трубчатые поверхности паропроводов и т.д.).

В работе Парсункина Б.Н. [30] предлагается минимизировать подсосы холодного воздуха в печное пространство путем анализа величины

$$\Delta\alpha_B(\tau) = |\alpha_B^{\text{ВЫХ}}(\tau) - \alpha_B^{\text{ВХ}}(\tau)|, \quad (4.1)$$

где  $\alpha_B^{\text{ВХ}}(\tau)$  и  $\alpha_B^{\text{ВЫХ}}(\tau)$  – коэффициенты расхода воздуха на входе и выходе из печного пространства соответственно;  $\tau$  – время.

Величина  $\alpha_B^{\text{ВХ}}(\tau)$  определяется по известным величинам расходов воздуха и топлива, подаваемых в рабочее пространство печи. Величина  $\alpha_B^{\text{ВЫХ}}(\tau)$  определяется по формуле:

$$\alpha_B^{\text{ВЫХ}}(\tau) = \frac{21}{21 - O_2(\tau)}, \quad (4.2)$$

где  $O_2(\tau)$  – концентрация кислорода в продуктах сгорания на выходе из печного пространства. Контур стабилизации газодинамического режима использует управляющее воздействие в виде значения разрежения в дымовом борове или положения дымового клапана. Путем изменения управляющего воздействия значение величины  $\Delta\alpha_B(\tau)$  поддерживается минимально возможным, что позволяет уменьшить количество подсосов и избежать значительного выбивания продуктов сгорания через открытые окна печи.

Таким образом, классическим способом управления газодинамическим режимом в пространстве печи с неконтролируемой атмосферой является схема с регулятором избыточного давления в печном пространстве, однако к ее недостаткам можно отнести трудность подбора необходимого давления для оптимального газодинамического режима в печи. С другой стороны существует способ комплексной оценки качества газодинамического режима по содержанию кислорода в отходящих продуктах сгорания.



## 4.2. Метод регулирования давления с определением содержания кислорода в отходящих дымовых газах

Для усовершенствования существующей схемы регулирования давления в печи предлагается задействовать оценку величины подсосов в рабочее пространство печи, вычисленную по содержанию кислорода в продуктах сгорания, для корректирования задания регулятора давления в печи. С целью этой оценки на печи нагрева труб под закалку Финишного центра ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод” был применен контроль содержания кислорода в отходящих дымовых газах посредством установки на дымоходном тракте печи газоанализатора на кислород [38]. Система газоанализатора включает в себя патрубок для отбора дымовых газов, непосредственно соединенный с пространством дымохода, непрерывно работающий вентилятор для помещения образца дымовых газов в камеру анализа и газоанализатор, определяющий процентное содержание кислорода в образце дымовых газов. На основании измеренных значений концентрации кислорода, а также с учетом расходов газа и воздуха через горелки вычисляется расход дыма и величина подсосов атмосферного воздуха в рабочее пространство агрегата, определяемая по формуле:

$$G_{\text{п}} = G_{\text{т}} \left[ \frac{C_{\text{к}} V_0}{0,21 - C_{\text{к}}} - (\alpha - 1) L_0 \right], \quad (4.3)$$

где  $G_{\text{п}}$  - объем подсосов атмосферного воздуха, м<sup>3</sup>/ч;  $G_{\text{т}}$  - расход топлива, м<sup>3</sup>/ч;  $C_{\text{к}}$  - концентрация кислорода в продуктах сгорания, объемные доли;  $\alpha$  - коэффициент избытка воздуха по соотношению “топливо-воздух для горения”;  $L_0$  и  $V_0$  - теоретически необходимое для горения 1м<sup>3</sup> топлива количество воздуха и теоретический выход продуктов сгорания на 1м<sup>3</sup> топлива соответственно, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>. С учетом полученной величины подсосов задание регулятора давления в печи корректируется до достижения величины подсосов атмосферного воздуха, равной нулю ( $G_{\text{п}} = 0$ ).

Основой информации для корректирующего воздействия, как было сказано выше, является величина подсосов атмосферного воздуха. Эта величина  $G_{\text{п}}$  определяется из следующих балансовых соотношений.

Расход отходящих продуктов сгорания  $G_{\text{д}}$  определяется соотношением

$$G_{\text{д}} = V_{\alpha} G_{\text{г}} + G_{\text{п}} = [V_0 + (\alpha - 1)L_0]G_{\text{г}} + G_{\text{п}} \quad (4.4)$$

где  $G_{\text{г}}$  - расход топлива, например, природного газа, м<sup>3</sup>/ч;  $\alpha$  - коэффициент расхода воздуха, определяемый на горелке регулятором соотношения “топливо-воздух для горения”;  $V_{\alpha}$ ,  $V_0$  и  $L_0$  - теоретические выход продуктов сгорания, при  $\alpha \neq 1$ , при  $\alpha = 1$  и необходимый расход воздуха для горения при  $\alpha = 1$  соответственно, м<sup>3</sup>/м<sup>3</sup>.

За счет избытка воздуха, подаваемого на горение при  $\alpha > 1$ , расход избыточного воздуха в отходящих продуктах сгорания равен

$$G_{\text{в}}^{\alpha} = G_{\text{г}} L_0 (\alpha - 1) \quad (4.5)$$

Тогда концентрация кислорода в отходящих продуктах сгорания равна

$$C_{\text{к}} = \frac{0,21(G_{\text{в}}^{\alpha} + G_{\text{п}})}{G_{\text{д}}} = \frac{0,21[G_{\text{г}} L_0 (\alpha - 1) + G_{\text{п}}]}{[V_0 + (\alpha - 1)L_0]G_{\text{г}} + G_{\text{п}}} \quad (4.6)$$

Решая уравнение (4.6) относительно величины  $G_{\text{п}}$ , получим

$$G_{\text{п}} = G_{\text{г}} \left[ \frac{C_{\text{к}} V_0}{0,21 - C_{\text{к}}} - (\alpha - 1)L_0 \right], \quad (4.7)$$

Из формулы (4) следует, что для определения величины подсосов атмосферного воздуха необходимо определить с помощью датчика концентрацию кислорода в отходящих продуктах сгорания  $C_{\text{к}}$ , задать известные для применяемого топлива справочные величины  $V_0$  и  $L_0$  и отследить определяемую регулятором “топливо-воздух для горения” величину коэффициента избытка воздуха  $\alpha$ .

Предлагаемый способ, таким образом, предусматривает, что при наличии регулирования соотношения “топливо-воздух для горения” определяется величина коэффициента избытка воздуха  $\alpha$ , и определяется концентрация кислорода в отходящих продуктах сгорания для корректировки задания регулятора давления под сводом печи с целью устранения подсосов

атмосферного воздуха в рабочее пространство. При этом входной величиной корректирующего регулятора является величина подсосов атмосферного воздуха, определяемая в вычислительном устройстве по формуле (4.7), а заданием корректирующему регулятору является величина, определяемая отсутствием подсосов, т.е.

$$G_{\Pi} = G_{\Pi}^{\text{зад}} = 0 \quad (4.8)$$

Однако в определенных условиях при увеличении давления под сводом рабочего пространства  $P_{\text{св}}$  возникает возможность значительного выбивания продуктов сгорания из рабочего пространства агрегата, что затрудняет его работу и обслуживание. В этом случае целесообразно ввести ограничение на максимальную величину давления под сводом рабочего пространства агрегата, обычно не превышающее величин

$$P_{\text{св макс}} = 1,2 - 2,0 \text{ мм. вод. ст.} \quad (4.9)$$

С учетом этих обстоятельств условие (4.8) заменяется на следующие ограничения

$$P_{\text{св}} \leq P_{\text{св макс}} \quad (4.10)$$

$$G_{\Pi} = G_{\Pi \text{ мин}}$$

т.е. при этом достигается минимально возможная в данных условиях величина подсосов атмосферного воздуха  $G_{\Pi \text{ мин}}$  при максимально допустимом давлении под сводом  $P_{\text{св макс}}$ . В этом случае предварительно кроме задания давления в рабочем пространстве дополнительно задается максимально допустимое для печи значение давления в рабочем пространстве  $P_{\text{св макс}}$ , а при формировании коррекции на задание давления в случае достижения измеренным давлением максимального значения

$$P_{\text{св}} = P_{\text{св макс}} \quad (4.11)$$

коррекция не производится.

### 4.3. Схема установки, обеспечивающей регулирование давления в печи с учетом содержания кислорода

Рассмотрим реализацию описанного способа устройством, представленным на рисунке 4.1 на примере печи для нагрева труб под закалку.

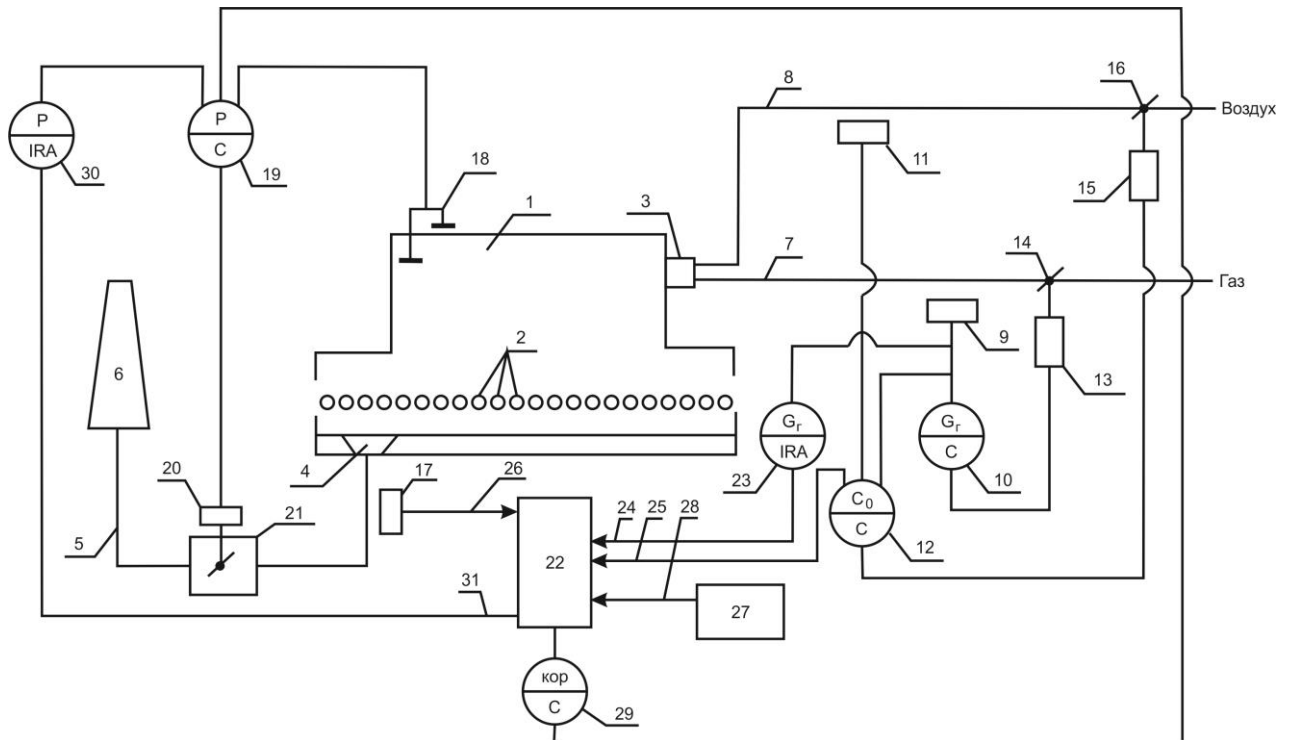


Рисунок 4.1 – Схема установки, поддерживающей газодинамический режим в печи нагрева труб под закалку.

На рисунке 4.1 обозначены: рабочее пространство 1, нагреваемый металл (трубы) 2, горелочное устройство 3, канал отходящих продуктов сгорания 4, дымоход 5, дымовую трубу 6, подводы топлива 7 и воздуха 8, датчик расхода топлива 9, регулятор расхода топлива 10, датчик расхода воздуха 11, регулятор соотношения “топливо-воздух для горения” 12, исполнительный механизм 13 и регулирующий орган 14 расхода топлива, исполнительный механизм 15 и регулирующий орган 16 расхода воздуха, датчик концентрации кислорода 17, датчик давления под сводом 18, регулятор давления под сводом 19, заслонка в дымовом тракте 20, исполнительный механизм регулирования положения заслонки в дымовом тракте 21,

вычислительное устройство 22, расходомер подачи газа 23, ввод данных в вычислительное устройство 22 (о расходе топлива 24, о соотношении “топливо-воздух для горения” 25, о концентрации кислорода в продуктах сгорания 26, ручной ввод данных 28 из банка данных 27), корректирующий регулятор 29, вторичное измерительное устройство давления под сводом 30, ввод данных о давлении под сводом 31 в вычислительное устройство 22. Общепринятые обозначения: С – регулятор; ІРА – показывающий, регистрирующий и сигнализирующий вторичный прибор; кор – корректирующий регулятор;  $G_T$  - расходомер топлива;  $C_0$  - регулятор соотношения “топливо-воздух для горения”, Р – давление под сводом печи.

В рабочее пространство печи, в котором нагревается металл, через горелочное устройство подается природный газ и воздух для горения, продукты сгорания удаляются через канал отходящих продуктов сгорания и дымоход в дымовую трубу. Определение расходов газа и воздуха для горения осуществляется соответствующими датчиками, а регулирование их расходов – исполнительными механизмами и регулируемыми органами. Автоматическое регулирование расхода природного газа осуществляется регулятором расхода топлива, а расхода воздуха – регулятором соотношения “топливо-воздух для горения”, определение концентрации кислорода в продуктах сгорания осуществляется датчиком концентрации кислорода. Давление под сводом измеряется соответствующим датчиком. Регулирование давления с помощью исполнительного механизма регулирования положения заслонки в дымовом тракте осуществляется регулятором давления. В вычислительное устройство вводятся данные: о расходе газа, о концентрации кислорода в продуктах сгорания, о соотношении “газ-воздух для горения”, и посредством ручного ввода данные о теоретически необходимом расходе воздуха на горение  $L_0$  и теоретическом выходе продуктов сгорания  $V_0$ . В вычислительном устройстве определяется по формуле (4.7) величина подсосов атмосферного воздуха  $G_{п}$ , и эти данные поступают в корректирующий регулятор, изменяющий величину

задания регулятора давления под сводом так, чтобы величина подсосов была равна  $G_{\Pi} = 0$ . Измеренное с помощью соответствующего датчика давление под сводом через вторичное измерительное устройство давления под сводом поступает на вход вычислительного устройства, где осуществляется сравнение заданной максимальной величины  $P_{\text{св макс}}$  с физической величиной давления под сводом  $P_{\text{св}}$ . В случае превышения давления под сводом заданной величины  $P_{\text{св макс}}$ , т.е. при  $P_{\text{св}} \geq P_{\text{св макс}}$  работа корректирующего регулятора приостанавливается. При этом достигается величина  $P_{\text{св}} = P_{\text{св макс}}$ , а величина подсосов достигает минимально возможной в реальных условиях эксплуатации величины  $G_{\Pi} = G_{\Pi \text{ мин}}$ .

#### **4.4. Результаты сравнения работы печи в различных режимах регулирования давления**

Рассмотрим пример работы печи при конкретных физических условиях.

При давлении под сводом нагревательной печи с отоплением природным газом  $P_{\text{св}} = 0,9$  мм. вод. ст (см. рисунок 4.2) величина коэффициента избытка воздуха для горения, устанавливаемая регулятором соотношения “газ-воздух для горения”, составляет  $\alpha = 1,05$ , концентрация кислорода в продуктах сгорания составила 4,4%, а расход природного газа равен  $600 \text{ м}^3/\text{ч}$ . Эти величины поступают в вычислительное устройство. В это же устройство были введены справочные данные для природного газа

$$L_0 = 9,5 \text{ м}^3/\text{м}^3 \text{ и } V_0 = 10,5 \text{ м}^3/\text{м}^3$$

При этом по формуле (4.7) величина подсосов атмосферного воздуха составит

$$G_{\Pi} = 600 \left[ \frac{0,044 \cdot 10,5}{0,21 - 0,044} - (1,05 - 1) \cdot 9,5 \right] = 1385 \text{ м}^3/\text{ч} \quad (4.12)$$

Эта величина  $G_{\Pi}$  поступает из вычислительного устройства на корректирующий регулятор давления под сводом. При задании корректирующему регулятору  $G_{\Pi} = 0$  корректирующий регулятор увеличивает

задание на давление под сводом, при этом заслонка на дымовом тракте работает на его частичное перекрытие.

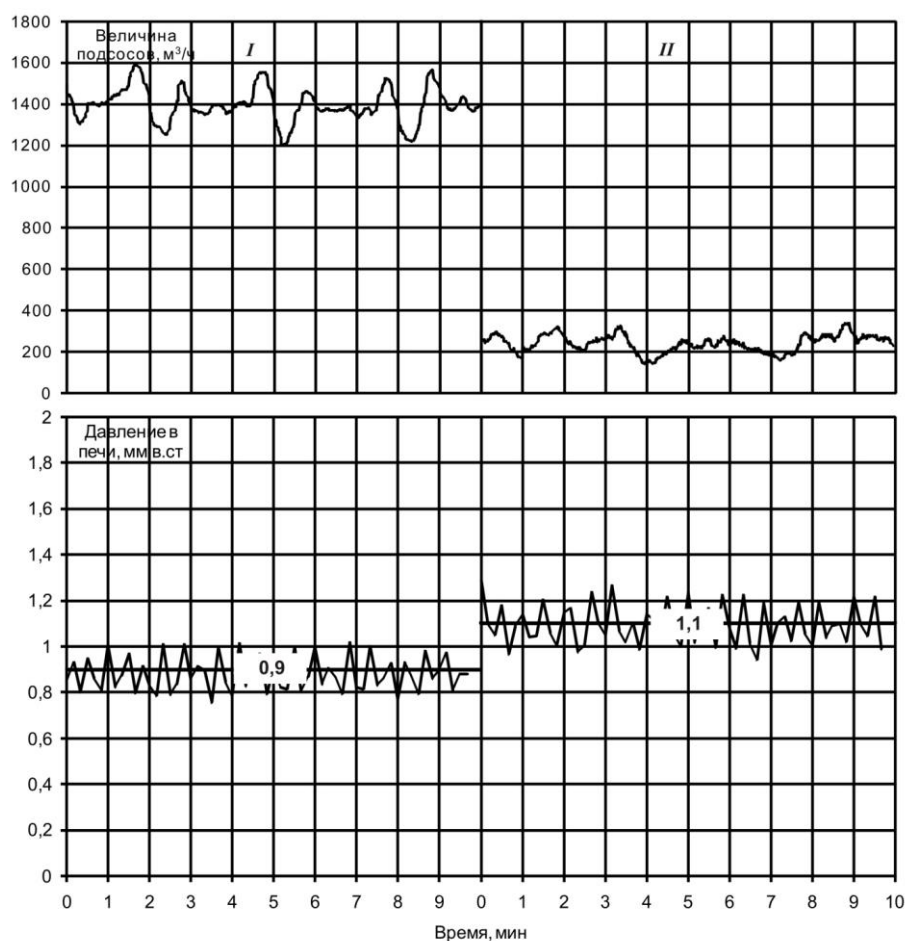


Рисунок 4.2 – Пример регулирования газодинамического режима в печи разными способами (I – регулирование по давлению, II – регулирование по содержанию кислорода в отходящих дымовых газах).

Однако технологическая инструкция устанавливает по условиям выбивания продуктов сгорания из рабочего пространства печи величину максимального давления под сводом  $P_{\text{св макс}} = 1,1$  мм. вод. ст. Это ограничение поступает в вычислительное устройство, которое на этой основе приостанавливает увеличение давления под сводом и снижение задания подсосов атмосферного воздуха до задания  $G_{\text{п}} = G_{\text{п мин}}$ .

Этот пример также иллюстрируется графиками процессов регулирования величины подсосов атмосферного воздуха (рисунок 4.2), из

которых видно, что при  $P_{\text{св макс}} = 1,1$  мм. вод. ст. установилось значение подсосов атмосферного воздуха  $G_{\text{п мин}} = 200$  м<sup>3</sup>/ч, т.е. величина подсосов атмосферного воздуха в результате регулирования атмосферы печи была снижена в 7 раз.

Использование данного способа обеспечивает снижение подсосов холодного атмосферного воздуха в рабочее пространство печи, повышает тепловой КПД печи, снижает расход топлива и устраняет в данном случае угар нагреваемого металла за счет его окисления избыточным кислородом.

#### 4.5. Оценка эффективности системы регулирования давления

В качестве методики оценки эффективности предлагаемых мер был рассчитан тепловой баланс системы и определен выход продуктов в окалину до и после проведения модернизации.

Баланс печи в режимах с производительностью, близкой к предельной по тех. паспорту линии приведен в таблице 4.1.

Таблица 4.1 Тепловой баланс печи до (Режим 1) и после (Режим 2) модернизации системы регулирования давления в печи.

Наименование параметра и расчетная формула	Размерность	Обозначение	Режим 1	Режим 2
Расход газа на печь,	нм <sup>3</sup> /час	G <sub>1</sub>	770	698
Расход воздуха на печь,	нм <sup>3</sup> /час	G <sub>2</sub>	8420	7312
Расход охлаждающей воды,	м <sup>3</sup> /час	G <sub>4</sub>	43,5	43,3
Производительность печи,	т/час	G <sub>5</sub>	27,2	28,8
Температура газа перед горелкой,	°С	T <sub>15</sub>	60	60
Температура воздуха перед печью,	°С	T <sub>24</sub>	391	330
Температура дыма после печи,	°С	T <sub>31</sub>	776	605
Температура воды перед печью,	°С	T <sub>40</sub>	22,6	23,1
Температура воды после рольганга загрузки,	°С	T <sub>42</sub>	25,4	26,0
выгрузки,	°С	T <sub>43</sub>	25,8	27,0
Температура металла перед печью,	°С	T <sub>50</sub>	20	20
после печи,	°С	T <sub>51</sub>	930	930
Температура рабочего пространства печи,	°С	T <sub>60</sub>	930	930
Потери тепла в коллекторах печи, $Q_{24} = (0,45 * 193 * (T_{24} - 100)) / 1000$	кВт	Q <sub>24</sub>	25,27	19,98



Окончание таблицы 4.1

Наименование параметра и расчетная формула	Размерность	Обозначение	Режим 1	Режим 2
Температура воздуха перед горелкой, $T_{25} = T_{24} - Q_{24} / ( 1,292 * G_2 / 3600 )$ ,	°С	$T_{25}$	383	322
Химическое тепло топлива, $Q_1 = 9,89 * G_1$ ,	кВт	$Q_1$	7685	6966
Физическое тепло топлива, $Q_{15} = 1,56 * T_{15} * G_1 / 3600$ ,	кВт	$Q_{15}$	20	18
Физическое тепло воздуха, $Q_{25} = ( 1,283 + 0,000127 * T_{25} ) * T_{25} * G_2 / 3600$ ,	кВт	$Q_{25}$	1192	867
Потери тепла с охлаждающей водой, $Q_4 = 4,19 * (( T_{42} + T_{43} ) / 2 - T_{40} ) * G_4 / 3,6$ ,	кВт	$Q_4$	152	171
Энтальпия металла перед печью $h_{50} = 0,486 * T_{50}$ ,	кДж/кг	$h_{50}$	9,72	9,72
Энтальпия металла после печи $h_{51} = 569 + 122 * ( T_{51} - 800 ) / 200$ ,	кДж/кг	$h_{51}$	648,30	648,30
Тепло на нагрев металла, $Q_5 = ( h_{51} - h_{50} ) * G_5 / 3,6$ ,	кВт	$Q_5$	4825	5109
Потери тепла через ограждение печи, $Q_{60} = ( 0,45 * 699 * ( T_{60} - 20 ) ) / 1000$ ,	кВт	$Q_{60}$	286	286
Потери тепла с дымовыми газами, $Q_{31} = Q_1 + Q_{15} + Q_{25} - Q_4 - Q_5 - Q_{60}$ ,	кВт	$Q_{31}$	3633	2285
Потери тепла с неразбавленными продуктами сгорания, $Q_{33} = ( 1,366 + 0,000179 * T_{31} ) * T_{31} * G_1 * 10,52 ) / 3600$ ,	кВт	$Q_{33}$	2628	1819
Потери тепла с избытком воздуха через горелки, $Q_{32} = ( 1,283 + 0,000127 * T_{31} ) * T_{31} * ( G_2 - G_1 * 9,52 ) / 3600$ ,	кВт	$Q_{32}$	324	152
Потери тепла с подсосами воздуха в рабочем пространстве печи, $Q_{30} = Q_{31} - Q_{32} - Q_{33}$ ,	кВт	$Q_{30}$	681	313
Подсосы воздуха в рабочее пространство, $G_{30} = 3600 * Q_{30} / (( 1,283 + 0,000127 * T_{31} ) * T_{31} - 1,292 * 20 )$ ,	нм <sup>3</sup> /час	$G_{30}$	2344	1415
Коэффициент расхода воздуха на горение, $\alpha_1 = G_2 / ( 9,52 * G_1 )$ ,	-	$\alpha_1$	1,15	1,10
Коэффициент избытка воздуха после печи, $\alpha_2 = ( G_2 + G_{30} ) / ( 9,52 * G_1 )$ ,	-	$\alpha_2$	1,47	1,31

Из таблицы 4.1 видно, что с переходом к режиму управления по содержанию кислорода объем подсосов воздуха в рабочее пространство печи (строка  $G_{30}$  в таблице) уменьшается в 1,7 раза: с 2344 нм<sup>3</sup>/ч до 1415 нм<sup>3</sup>/ч. С точки зрения теплового баланса уменьшаются потери тепла за счет того, что требуется нагревать меньше подсасываемого в печь холодного воздуха: с 681 кВт до 313 кВт. Также, можно отметить уменьшение общего соотношения

объемов газ-воздух (“альфа”) с 1,47 до 1,31, что также является следствием уменьшения поступающего в печь воздуха. Наиболее важным практическим следствием мероприятий можно считать уменьшение потребляемого печами расхода газа на 9% для рассматриваемых условий (с 770 нм<sup>3</sup>/ч до 698 нм<sup>3</sup>/ч).

Другим способом оценки эффективности применения предложенной модернизации является оценка расхода металла на окалинообразование в процессе нагрева до температур под закалку.

В качестве оценки для массы образующейся в процессе нагрева окалины были использованы формулы из работ Ващенко А.И. и Губинского В.И. [7, 12]. Однако непосредственное применение данных формул затруднено тем, что условия их использования предполагают однородную окисляющую атмосферу (кислород, либо водяные пары). Так, формула для расчета массы образующейся окалины при нагреве в атмосфере чистого воздуха имеет вид:

$$j_{\text{возд}} = 5,45\sqrt{\tau} \cdot \exp\left(-\frac{7,48 \cdot 10^7}{8314 \cdot T}\right) \quad (4.13)$$

где  $j$  – увеличение массы за счет образования окалины, кг/м<sup>2</sup>;  $T$  – температура, К;  $\tau$  – время нахождения металла в печи, сек.

Аналогичная формула для расчета массы образующейся окалины при нагреве в атмосфере водяных паров имеет вид:

$$j_{\text{H}_2\text{O}} = \sqrt{1,01 \cdot 10^3 \tau 10^{-\frac{8730}{T}} + 9,06 \cdot 10^4 \cdot 10^{-\frac{7800}{T}} - 302 \cdot 10^{-\frac{3900}{T}}} \quad (4.14)$$

С учетом того что атмосфера печи содержит несколько компонентов дымового газа можно вывести общую формулу, учитывающую состав газовой смеси при окалинообразовании:

$$j = p_{\text{изб возд}} j_{\text{возд}} + p_{\text{H}_2\text{O}} j_{\text{H}_2\text{O}} \quad (4.15)$$

где  $p_{\text{изб возд}}$  и  $p_{\text{H}_2\text{O}}$  – парциальные давления избыточного воздуха, поступившего в печь, и водяного пара соответственно.

Парциальное давление водяных паров определяется содержанием водяных паров в продуктах сгорания и зависит от коэффициента избытка воздуха и стехиометрического коэффициента для природного газа:

$$p_{\text{H}_2\text{O}} = \frac{2}{1 + \alpha L_0} \quad (4.16)$$

где  $\alpha$  – коэффициент избытка воздуха;  $L_0 = 9,52 \frac{\text{м}^3 \text{ топлива}}{\text{м}^3 \text{ воздуха}}$ .

Парциальное давление избыточного воздуха определяется по формуле:

$$p_{\text{изб. возд}} = \frac{L_0(\alpha - 1)}{1 + \alpha L_0} \quad (4.17)$$

Таким образом, ключевым параметром режима нагрева, влияющим на образование окалины, является коэффициент избытка воздуха  $\alpha$ . Уменьшение избытка воздуха приведет к уменьшению парциальных давлений окалинообразующих компонентов печной атмосферы и сократит образующуюся массу окалины.

Рассчитаем пример уменьшения массы окалины для режимов, приведенных в таблице 4.1. В качестве исходных данных используются следующие величины, представленный в таблице 4.2.

Таблица 4.2 – Исходные данные для расчета окалинообразования в печи нагрева труб под закалку.

Параметр	Обозначение	Единицы измерения	Значение
Диаметр труб	D	мм	219,0
Толщина стенки	S	мм	8,0
Средняя длина трубы	L	м	9,0
Температура нагрева в печи нагрева под закалку	T	°C	930
Время нахождения в печи, сек	$\tau$	сек	2000
Стехиометрический коэффициент	$L_0$	$\frac{\text{м}^3 \text{ топлива}}{\text{м}^3 \text{ воздуха}}$	9,52
Площадь поверхности трубы	F	$\text{м}^2$	12,38

Расчет массы окалины был выполнен по формулам (4.13)-(4.17) для режимов 1 и 2 из таблицы 4.1 (до и после установки системы регулирования газоплотности).

Таблица 4.3 – Результаты расчета окалинообразования в печи нагрева труб под закалку.

Параметр	Обозн.	Единицы измерения	Режим 1	Режим 2
Коэффициент избытка воздуха (с учетом подсосов)	$\alpha$	-	1,47	1,31
Парциальное давление избыточного воздуха	$P_{\text{изб возд}}$	-	0,30	0,22
Парциальное давление паров воды	$P_{\text{H}_2\text{O}}$	-	0,13	0,15
Увеличение массы окалины на 1м <sup>2</sup> площади поверхности за счет избыточного воздуха	$j_{\text{возд}}$	кг/м <sup>2</sup>	0,041	0,030
Увеличение массы окалины на 1м <sup>2</sup> площади поверхности за счет водяных паров	$j_{\text{H}_2\text{O}}$	кг/м <sup>2</sup>	0,027	0,030
Увеличение массы окалины на 1м <sup>2</sup> площади поверхности суммарное	$j$	кг/м <sup>2</sup>	0,068	0,060
Масса окалины, образующейся на одной трубе за время нахождения в печи	$j \cdot F$	кг	0,84	0,75
Уменьшение массы окалины		%	0	12%

Из таблицы 4.3 видно, что после применения предложенного способа регулирования режима газоплотности рабочего пространства печи масса образующейся окалины уменьшилась на 12% (с 0,84кг/тр. До 0,75 кг/тр.). Уменьшение слоя окалины позволяет уменьшить потери металла с ней, а также способствует более эффективному нагреву труб в печи за счет увеличения поступающего к металлу теплового потока.

#### **4.6. Существующие способы измерения температуры металла в нагревательных печах**

Классическим способом контроля температуры металла является косвенное измерение температуры металла через измерение температуры печного пространства. Для этих целей в нагревательных печах используется устройство, которое включает в себя термопару в чехле, установленную в своде, стене, или рабочем пространстве печи [20]. В этом случае температура металла может быть лишь косвенно оценена по температуре, измеряемой термопарой. Очевиден недостаток данного способа: поскольку на показания термопары кроме температуры металла оказывают влияние излучения от стен, свода и пода печи, а также конвективные потоки продуктов сгорания, движущиеся вдоль поверхности чехла термопары, значение, измеренное данным способом может значительно отличаться от температуры металла. При этом определяется так называемая “температура печи”, которая может комплексно характеризовать процессы, происходящие в печи во время нагрева, однако не может служить достоверным источником информации о температуре металла.

Более точным является измерение температуры металла с помощью пирометров излучения. В этом случае устройство для измерения температуры состоит из установленной на уровне внутренних поверхностей ограждений печи (свод, стены) водоохлаждаемой фурмы для размещения пирометра, системы подачи воздуха для отдува пыли и продуктов сгорания от объектива

пирометра, пирометра излучения, установленного внутри водоохлаждаемой фурмы. Использование пирометра излучения позволяет устранить влияние конвективной составляющей от продуктов сгорания на измеренные значения. Недостатком данного способа является влияние на измерения температуры свода и стен, а также особенно излучения слоя продуктов сгорания топлива, находящегося между металлом и объективом пирометра и содержащего поглощающие излучение газы –  $\text{CO}_2$  и  $\text{H}_2\text{O}$  в случае использования монохроматического пирометра с длиной волны, приходящейся на полосы поглощения данных газов либо пирометров полного излучения.

Устранить вышеописанные недостатки возможно с помощью использования набора сменных интерференционных фильтров, устанавливаемых перед объективом пирометра. Данное усовершенствование позволяет провести измерение интенсивности излучения для нескольких (четырёх) длин волн с последующим решением четырех уравнений с четырьмя неизвестными, включая температуру металла. Однако недостатком этого способа является сложность системы для смены интерференционных фильтров, необходимость использования микропроцессорного устройства для решения системы уравнений, возникновение при этом погрешностей вычисления, необходимость затрат определенного времени на решение систем уравнений. Это приводит к большим осложнениям в расчете температуры металла, особенно при интенсивном нагреве и высокой скорости изменения температуры металла.

#### **4.7. Усовершенствование метода измерения температуры пирометром излучения с помощью оценки и компенсации величины ошибки**

Среди факторов, влияющих на появление искажений при измерении температуры монохроматическим пирометром излучения, наибольшую роль играет излучение слоя продуктов сгорания, расположенного между объективом пирометра и поверхностью металла. При этом очевидно, что чем

ближе пирометр находится к поверхности металла, тем меньше толщина излучающего и поглощающего слоя продуктов сгорания и тем меньше погрешность измерения. Однако при расположении объектива пирометра в непосредственной близости от поверхности металла проявляется или усиливается негативное действие других факторов: риск повреждения пирометра движущимся металлом, повышенные тепловые нагрузки на содержащую пирометр фурму, очаговое охлаждение поверхности металла воздухом, подаваемым для отдува продуктов сгорания и пыли от объектива пирометра. Среди данных факторов непосредственно искажающее действие на показания пирометра оказывает охлаждение поверхности металла непосредственно под пирометром за счет потока подаваемого в пирометр воздуха.

Оценка изменения степени черноты продуктов сгорания природного газа при содержании  $\text{CO}_2$  9% и  $\text{H}_2\text{O}$  17%, температуре продуктов сгорания  $1500^\circ\text{C}$  и при изменении эффективной длины луча от 0,2м до 0,6м показывает почти линейную зависимость степени черноты газов от длины луча (расстояние от торца фурмы пирометра до поверхности металла в рассматриваемом случае) [27].

Рисунок 4.3 демонстрирует влияние излучения слоя продуктов сгорания и охлаждающего воздуха на показания пирометра при изменении расстояния от поверхности металла до объектива пирометра  $H$ . На этом рисунке:  $H$  – расстояние от поверхности металла до объектива пирометра;  $T$  – измеряемая температура;  $T_m$  – действительная температура металла.

При полном приближении пирометра к поверхности металла роль излучения газов сводится к минимуму (линия 2), а роль охлаждающего влияния подаваемого воздуха достигает наибольшей величины (линия 1).

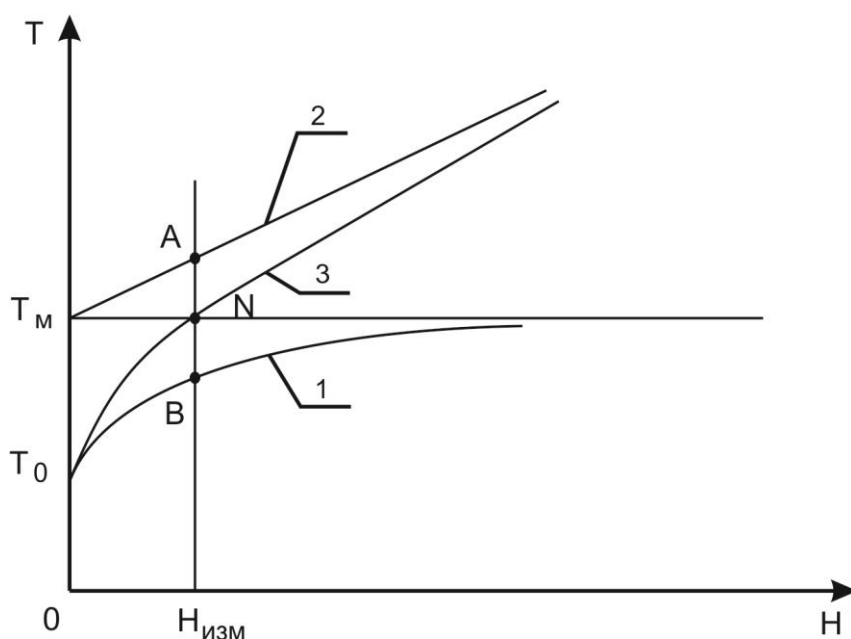


Рисунок 4.3 – Влияние искажающих факторов на температуру, измеряемую пирометром излучения.

При этом температура, фиксируемая пирометром, снижается относительно температуры металла  $T_M$  до температуры  $T_0$ . С увеличением расстояния  $H$  и при снижении охлаждающего действия воздуха температура пирометра увеличивалась бы по кривой 1, близкой к экспоненте, и при  $H \rightarrow \infty$  в этом случае пирометр показал бы температуру, близкую к температуре металла  $T_M$ . Однако с увеличением расстояния  $H$  увеличивается толщина слоя излучающих продуктов сгорания, температура которых выше температуры металла, и температура, фиксируемая пирометром, растет. Это и демонстрирует линия 2 на рисунке 4.3. Линия 3 на рисунке 4.3 демонстрирует изменение показаний пирометра с учетом действия этих двух факторов – охлаждающего действия воздуха и излучения слоя продуктов сгорания. При расстоянии  $H_{изм}$  рост температуры за счет излучающего слоя газов и ее снижение за счет охлаждающего действия воздуха уравниваются. При этом величины отрезков  $AN$  и  $BN$  равны, и в этом случае пирометр фиксирует действительную температуру металла  $T_M$ . При дальнейшем увеличении  $H$  температура, измеряемая пирометром, превышает температуру металла (линия 3 на рисунке 4.3). Оптимальное значение расстояния  $H$  определяется



экспериментально для конкретных условий установки пирометра. Внедрение данного усовершенствования на печах нагрева труб в Цехе №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод” показало, что величина  $N_{изм}$  находится в пределах 0,5..0,8м. при этом температура, фиксируемая пирометром, совпадает с реальной температурой поверхности металла  $T_m$ , которая была определена с помощью экспериментального нагрева трубы с зачеканенными термопарами.

Для практической реализации предложенного метода потребовалось решение нескольких инженерных задач:

Для получения точных показаний температуры большое значение имеет стабилизация расхода воздуха подаваемого для обдува объектива пирометра, так как колебания расхода воздуха приводят к изменению его охлаждающего воздействия и снижению требуемого расстояния  $N_{изм}$ . Эта стабилизация была обеспечена внедрением регулятора расхода воздуха, подаваемого для отдува.

Приближение сводового пирометра к поверхности металла потребовало установки дополнительных мер защиты чувствительных элементов пирометра от перегрева: была применена теплоизоляция поверхности водоохлаждаемой фурмы, что резко уменьшило потери тепла с охлаждающей водой.

Схема устройства, реализующего данное усовершенствование представлена на рисунке 4.4, где показано: рабочее пространство печи 1, заполненное продуктами сгорания, нагреваемый металл 2, свод 3, под 4, водоохлаждаемая фурма 5, пирометр излучения 6, теплоизоляция 7, подвод и отвод охлаждающей воды 8 и 9, подача воздуха для отдува пыли и продуктов сгорания 10, расходомер подачи воздуха 11, регулятор расхода воздуха 12, исполнительный механизм и регулирующий орган подачи воздуха 13 и 14. Используемые обозначения: С – регулятор; G – расход воздуха.

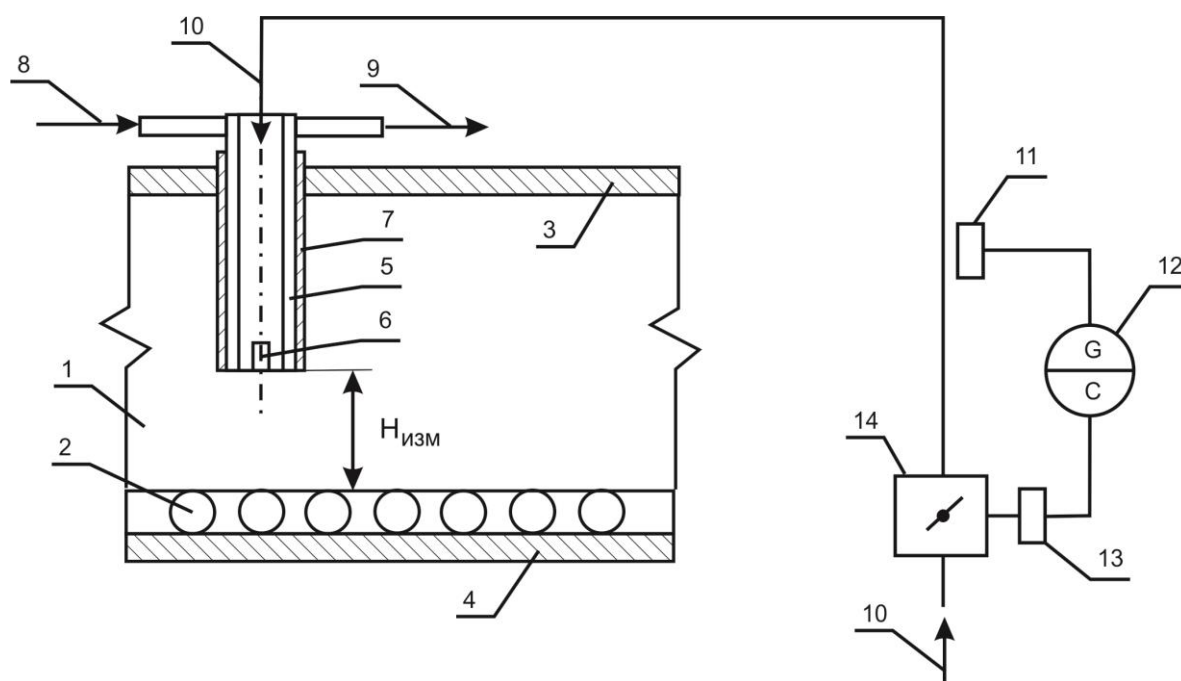


Рисунок 4.4 – Схема усовершенствования метода измерения температуры металла в нагревательной печи.

Водоохлаждаемая фурма с теплоизоляцией и помещенным в ее торце пирометром излучения вводится через свод печи в рабочее пространство печи таким образом, чтобы расстояние от торца фурмы до поверхности металла, расположенного на поде, составляло величину  $H_{изм}=0,5..0,8$ м. При этом осуществляется подвод и отвод воды для охлаждения фурмы, а подача воздуха для отдува продуктов сгорания от объектива пирометра стабилизируется с использованием расходомера, регулятора расхода, исполнительного механизма и регулирующего органа.

Внедрение данного усовершенствования было осуществлено в рамках модернизации системы контроля температуры металла в нагревательных печах цеха №4 ОАО “Первоуральский Новотрубный Завод”, что обеспечило непрерывный достоверный контроль температуры металла в рабочих зонах печи и упростило процесс наладки и эксплуатации печи в части анализа происходящих в ней теплофизических процессов.

#### 4.8. Выводы

В данной главе рассмотрены методы совершенствования конструкции и алгоритмов управления печью с целью стабилизации параметров нагрева металла. Повышение стабильности параметров нагрева (в частности, давления в печи и температуры металла) позволяет упростить анализ теплофизических процессов в печах и упрощает их наладку и эксплуатацию. Для стабилизации газодинамического режима в печи предложена схема управления давлением в печи, реализующая, в дополнение к классической, еще поддержание величины подсосов на минимальном уровне. Величина подсосов вычисляется по содержанию кислорода в отходящих дымовых газах. В этом случае контур регулирования давления строится с использованием установленного в дымоходном тракте газоанализатора кислорода и поворотного механизма дымового шиберы (в качестве исполнительного механизма). Проведена оценка эффективности предложенного способа как с использованием экспериментальных данных, так и путем теоретического расчета теплового баланса печи и массы образующейся в процессе нагрева окалины. Проведенные испытания и внедрение данной схемы в производство позволили сократить количество подсосов холодного воздуха в печь до 7 раз, а также на 12% уменьшить массу образующейся окалины. По результатам исследования оформлен патент на изобретение [31].

Предложено и внедрено в производство усовершенствование метода измерения температуры труб монохроматических пирометром излучения. В основе усовершенствования лежит определение оптимального расстояния от объектива пирометра до поверхности металла, в результате чего влияние искажающих температуру факторов (излучения слоя продуктов сгорания и охлаждение металла потоком воздуха от пирометра) оказывается взаимно компенсированным. Внедрение усовершенствования обеспечило непрерывный достоверный контроль температуры металла и упростило процесс наладки и эксплуатации печи.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Проведен анализ существующих методик расчета теплофизических процессов в нагревательных печах, показавший, что их возможности для расчета теплообмена излучением, как основного механизма теплопередачи при нагреве труб в печи, ограничены, а сами методики нуждаются в усовершенствовании. Печи, используемые для нагрева труб, рассмотрены на примере нагревательных печей линии финишной обработки цеха №4 ОАО «Первоуральский Новотрубный Завод». Статистический анализ результатов испытаний готовых труб выявил существующие недостатки в технологии нагрева определенных групп сортаментов и марок сталей в данных печах.

2. Разработано усовершенствование зонального метода моделирования теплообмена излучением в приложении к анализу нагрева труб в печах с использованием органического топлива, в частности, природного газа: а) для учета зависимости коэффициента поглощения продуктов сгорания от химического состава, температуры и объемной конфигурации газовой зоны была разработана аппроксимирующая модель, в основе которой лежит определение степени черноты в виде полинома с подстраиваемыми коэффициентами; б) разработан метод расчета обобщенных угловых коэффициентов зон с использованием дискретизации излучения по направлениям, позволивший значительно сократить объем вычислений за счет многократного использования полученной при отслеживании лучей информации.

3. Разработана методика совершенствования режима нагрева и выдержки труб в нагревательных печах, основанная на определении параметров нагрева (время нагрева, температура выдержки) с использованием анализа и моделирования тепловых процессов в печном пространстве. Использование методики позволяет получить значения параметров нагрева и

выдержки с точностью, превышающей точность штатных средств контроля процесса.

4. С использованием методики проанализированы режимы нагрева и выдержки труб повышенной эксплуатационной надежности из стали 13ХФА в методической печи с шагающими балками для снятия остаточных напряжений. Введен в рассмотрение параметр  $P$ , комплексно характеризующий режим нагрева и выдержки труб. Построена взаимосвязь параметра  $P$  с результатами механических испытаний труб для двух групп сталей с  $S_{экв}=0,36..0,38$  и  $S_{экв}=0,39..0,41$ . Рассчитан допустимый диапазон данного параметра для получения труб с годными механическими свойствами.

5. Разработана методика повышения эффективности использования нагревательной печи для снятия остаточных напряжений в металле в виде определения и использования зависимости между максимальной производительностью печи, поддерживаемой температурой в ней и температурой труб. Применение методики позволяет стабилизировать время изотермической выдержки и избежать ее сокращения за счет недогрева труб в конце зоны нагрева.

6. С целью стабилизации газодинамического режима в печи предложена схема управления давлением в печном пространстве, реализующая, в дополнение к классической, поддержание величины подсосов на минимальном уровне. Величина подсосов вычисляется по содержанию кислорода в отходящих дымовых газах. Проведена оценка эффективности предложенного способа с использованием экспериментальных данных и путем расчета теплового баланса печи и массы образующейся окалины.

**Перспективы** дальнейшей разработки темы заключаются в усовершенствовании разработанной методики для ее применения в других областях промышленного нагрева стальных изделий (заготовок перед прокаткой, слябов), что требует как модификации используемых алгоритмов расчета (для учета особенностей печных пространств), так и выявления взаимосвязи между параметрами нагрева и получаемыми свойствами.

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Арутюнов, В.А. Математическое моделирование тепловой работы промышленных печей / В.А. Арутюнов, В.В. Бухмиров, С.А. Крупенников. – М.: Металлургия, 1990. – С. 239
2. Арутюнов, В.А. Математическое моделирование сложного теплообмена в камерной печи периодического действия / В.А. Арутюнов, Т.Е. Ибадуллаев, И.А. Левицкий // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 2006. – №7. – С.49-52.
3. Арутюнов, В.А. Развитие методов математического моделирования теплофизических процессов в топливных промышленных печах / В.А. Арутюнов, Т.Е. Ибадуллаев, И.А. Левицкий // Металлург. – 2011. – №1. – С.33-37.
4. Бернст, Р. Технология термической обработки стали / Р.Бернст, З.Бемер, Г.Дитрих и др. – М.: Металлургия, 1981.–С.608.
5. Блинов, О.М. Основы металлургической теплотехники / О.М.Блинов, Ю.Д.Глебов, И.А.Прибытков. – М.: Металлургия, 1973. – С.280.
6. Блох, А.Г. Теплообмен в топках паровых котлов / А.Г.Блох. – Л.:Энергоатомиздат, 1984. – С.240.
7. Ващенко, А.И. Окисление и обезуглероживание стали / А.И.Ващенко, А.Г.Зеньковский, А.Е.Лифшиц и др. – М.:Металлургия, 1972. – С.336.
8. Вохмяков А.М. Исследование технологии нагрева медных и латунных слябов в проходных печах, оборудованных скоростными горелками: дис. ... канд.техн.наук : 05.16.02 / Вохмяков Александр Михайлович. – Екатеринбург, 2012. – С.131.
9. Глинков, М.А. Основы общей теории печей / М.А.Глинков. – М.:Металлургиздат, 1962. –С.575.
10. Гольдштейн, М.И. Специальные стали / М.И.Гольдштейн, С.В.Грачев, Ю.Г.Векслер. – М.: Металлургия, 1985. – С.408.

11. Гуляев, А.П. *Металловедение* / А.П.Гуляев. – М.: *Металлургия*, 1986. – С.544.
12. Губинский, В.И. *Уменьшение окалинообразования при производстве проката* / В.И.Губинский, А.Н.Минаев, Ю.В.Гончаров. – Киев: *Техника*, 1981. – С.134.
13. Данченко, В.Н. *Технология трубного производства* / В.Н.Данченко. – М.: *Интерметинжиниринг*, 2002. – С.640.
14. Зигель, Р. *Теплообмен излучением* / Р.Зигель, Дж. Хауэлл. – М.: *Мир*, 1975. – С.934.
15. Зиновьев, В.Е. *Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. Справочник* / В.Е.Зиновьев. – М.: *Металлургия*, 1989. – С.384.
16. Зубченко, А.С. *Марочник сталей и сплавов* / А.С.Зубченко, М.М.Колосков, Ю.В.Каширский. – М.: *Машиностроение*, 2003. – С.784.
17. Казяев М.Д. *Исследование тепловой работы камерных вертикальных термических печей с различными системами отопления и конструкции футеровок* / М.Д. Казяев, А.М. Вохмяков, Е.В. Киселев, Д.И. Спитченко, Д.М. Казяев, А.О. Еремин // *Сборник докладов международной научно-практической конференции, посвященной 150-летию со дня рождения В.Е. Грум-Гржимайло*. Екатеринбург. – 2014. – С.246-259.
18. Качанов, Н.Н. *Прокаливаемость стали* / Н.Н.Качанов. – М.: *Металлургия*, 1978.–С.172.
19. Коликов, А.П. *Машины и агрегаты трубного производства* / А.П.Коликов, В.П. Романенко, С.В. Самусев. – М.: *МИСИС*, 1998. – С.536.
20. Кривандин, В.А. *Тепловая работа и конструкции печей черной металлургии* / В.А. Кривандин, А.В. Егоров, – М.: *Металлургия*, 1989. – С.462.
21. Лахтин, Ю.М. *Металловедение и термическая обработка металлов* / Ю.М. Лахтин. – М.: *Металлургия*, 1983. – С.360.
22. Лившиц, Б.Г. *Физические свойства металлов и сплавов* / Б.Г.Лившиц, В.С. Крапошин, Я.Л. Линецкий. – М.: *Металлургия*, 1980. – С.320.

23. Лисиенко, В.Г. Математическое моделирование теплообмена в печах и агрегатах /В.Г. Лисиенко, В.В. Волков, А.Л. Гончаров. – Киев: Наукова думка, 1984 – С.232.

24. Лисиенко, В.Г. Совершенствование и повышение эффективности энерготехнологий и производств (интегрированный энерго-технологический анализ: теория и практика) Т.1. / В.Г. Лисиенко. – М:Теплотехник, 2008. — С.608.

25. Лисиенко, В.Г., Анализ локальных характеристик внешнего теплообмена в высокотемпературной пламенной печи / В.Г. Лисиенко, Ю.А. Журавлев, Б.И. Катаев // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1973. – №6. – С.131-135.

26. Лисиенко, В.Г. Узловое решение задачи по нагреву металла с использованием локальных характеристик теплообмена при сложных граничных условиях / В.Г. Лисиенко, А.П. Скуратов, В.П. Фомин, В.В. Волков // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1977. – №4. – С.106-111.

27. Невский, А.С. Теплообмен излучением в металлургических печах и топках котлов / А.С. Невский. – Свердловск:Металлургиздат, 1958. – С.368.

28. Осадчий, В.Я. Технология и оборудование трубного производства / В.Я. Осадчий, А.С. Вавилин, В.Г. Зимовец и др. – М.:ИнтерметИнжиниринг, 2001. – С.608.

29. Парсункин Б.Н. Энергосберегающее управление тепловым режимом по температуре поверхности нагреваемого металла / Б.Н. Парсункин, Т.У. Ахметов, Е.Ю. Мухина, О.С. Гиляев // Автоматизированные технологии и производства. – 2013. – №5 . – С.231-241.

30. Парсункин Б.Н. Оптимизация управления тепловым режимом нагревательных печей / Б.Н. Парсункин, Т.У. Ахметов, А.Р. Бондарева // Электротехнические системы и комплексы. – 2013. – №21. – С.283-289.

31. Пат. 2496070 С1 Рос. Федерация, Способ регулирования газоплотности рабочего пространства энерготехнологических агрегатов /



Лисиенко Владимир Георгиевич, Маликов Юрий Константинович, Титаев Александр Анатольевич; заявитель и патентообладатель ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина». Приоритет от 20.10.2013.

32. Попов, А.А. Изотермические и термокинетические диаграммы распада переохлажденного аустенита / А.А. Попов, А.Е. Попова – М.:МАШГИЗ, 1961. – С.430.

33. Сароян, А.Е. Трубы нефтяного сортамента / А.Е. Сароян, Н.Д.Шербюк, Н.В. Якубовский. – М: Недра, 1987. – С.488.

34. Седов, Ю.Е. Справочник молодого термиста / Ю.Е. Седов, А.М.Адаскин. – М:Высшая школа, 1986. – С.239.

35. Стандарт API Spec 5CT-2011. Обсадные и насосно-компрессорные трубы. Технические условия. Американский Нефтяной Институт (API). 9-е издание. Июль 2011.

36. Титаев, А.А. Простая аппроксимация степени черноты смеси CO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O, используемая в зональном методе расчета теплообмена излучением / В.Г.Лисиенко, Г.К. Маликов, А.А. Титаев // Теплофизика и аэромеханика. – 2014. – Т. 21. №6. – С.811-814.

37. Титаев, А.А. Метод расчета взаимных поверхностей излучения а математических моделях высокотемпературных агрегатов, основанный на дискретизации по направлениям / В.Г. Лисиенко, Г.К. Маликов, А.А. Титаев // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2014. – Т. 57. №8. – С.47-50.

38. Титаев, А.А. Об одном из способов регулирования давления в печи с импульсной системой отопления // В.Г. Лисиенко, Ю.К. Маликов, А.А. Титаев // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2012. – №12. – С.60-61.

39. Титаев, А.А. Особенности конструкции и систем управления термических печей нового поколения // В.Г.Лисиенко, Ю.К. Маликов, И.Ю.

Медведев, Г.К. Маликов, К.А. Сурганов, А.А. Титаев // Промышленные печи и трубы. – 2006. – № 1. – С.13-21.

40. Титаев, А.А. Промышленная печь XXI века. Конструкция, тепловые режимы, автоматизация / В.Г. Лисиенко, Ю.К. Маликов, И.Ю. Медведев, Г.К. Маликов, К.А. Сурганов, А.А. Титаев, Е.Ю. Шахтарин, А.В. Васильев // Труды II международного конгресса «Пече-трубостроение: тепловые режимы, конструкции, автоматизация и экология». – Екатеринбург: Инженерная мысль. – 2006. – С. 24-26.

41. Титаев, А.А. Методология модернизации печей при переходе на импульсное отопление / В.Г.Лисиенко, Ю.К. Маликов, И.Ю. Медведев, К.А. Сурганов, А.А. Титаев // Промышленные печи и трубы. – 2007. – № 3. – С.35–36.

42. Титаев, А.А. Совершенствование системы управления и конструкций современных проходных термических печей / В.Г. Лисиенко, Ю.К. Маликов, А.А. Титаев // Новые направления в области теплотехнического строительства. Конструкции, технологии, материалы. Энергосбережение, экология и промышленная безопасность: труды IV международного конгресса. – Москва. – 2013. – С.6–11.

43. Титаев, А.А. Определение рекомендуемой производительности линии термообработки труб нефтяного сортамента с использованием математического моделирования процессов теплопереноса / В.Г.Лисиенко, А.А.Титаев // XV Международная научно-техническая уральская школа-семинар металлургов - молодых ученых. – Екатеринбург: УрФУ. – 2014. – С.19–22.

44. Титаев, А.А. Выбор режимов термической обработки нефтегазопроводных труб моделированием с учетом теплопереноса / В.Г.Лисиенко, М.Р. Нурмухаметова, А.А. Титаев // Сталь. – 2015. – №8. – С.62-66.

45. Титаев, А.А. Конструкция и автоматизация современной камерной термической печи / Лисиенко В.Г., Маликов Ю.К., Сурганов К.А., Титаев А.А // *Металлург.* – 2008. – №12. – С.57-60.

46. Тихонцева, Н.Т. Изыскание состава сталей и режимов термической обработки обсадных и насосно-компрессорных труб высокой прочности / Н.Т. Тихонцева, П.Ю. Горожанин, С.Ю. Жукова, М.Н. Лефлер, В.М. Фарбер // *Сталь.* – 2008. – №8. – С.70-73.

47. Цветков, Ф.Ф. Тепломассообмен / Ф.Ф. Цветков, Б.А. Григорьев, – М.:Издательство МЭИ, 2005. – С.550.

48. Янушевич, З. Влияние отпуска на механические свойства и микроструктуру высокопрочной низколегированной стали / З. Янушевич, З.Гулишья, М. Михайлович, А. Патарич // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 2014. – №2. – С.23–25.

49. Dorigon, L. WSGG correlations based on HITEMP2010 for computation of thermal radiation in non-isothermal, non-homogeneous H<sub>2</sub>O/CO<sub>2</sub> mixtures / L.Dorigon, G. Duciak, R. Brittes, F. Cassol, M. Galarca, F.H.R. Franca / *International Journal of Heat and Mass Transfer.* – 2013. – Vol. 64. – pp. 863-873.

50. Hollomon, J.H. Ferrous Metallurgical Design / J.H. Hollomon, L.D.Jaffe, – John Wiley and Sons Inc., 1947. – pp.245.

51. Hottel, H.C. and Sarofim A.F., Radiative Transfer / H.C.Hottel, A.F. Sarofim. – McGraw-Hill, New York, 1967. pp.52.

52. Hyde, D.J. The Discrete Ordinates Approximation for Multidimensional Radiant Heat Transfer in Furnaces / D.J. Hyde, J. S. Truelove. – AERE R-8502, AERE Harwell, UK, 1977.

53. Kim, S.H. Assessment of the finite-volume method and the discrete ordinates method for radiative heat transfer in a three-dimensional rectangular enclosure / S.H.Kim, K.Y. Huh. *Numerical Heat Transfer. Part B.* – 1999. – vol.35. – p.85–112.

54. Lallemand, N. Evaluation of emissivity correlations for H<sub>2</sub>O-CO<sub>2</sub>-N<sub>2</sub>/air mixtures and coupling with solution methods of the radiative transfer equation /

N.Lallemant, A. Sayret, R. Weber // Prog. Energy Combust Sci. – 1996. –vol. 22. – pp. 543-574.

55. Leckner, B. Spectral and total emissivity of water vapor and carbon dioxide / B. Leckner // Combustion and Flame. – 1972. – vol. 19. – pp. 33-48.

56. Lockwood, F.C. A new radiation solution method for incorporation in general combustion prediction procedures / F.C. Lockwood, N.G. Shah // Eighteenth Symposium on Combustion, The Combustion Institute. – 1981.

57. Malikov, G. Mathematical Modeling of Direct Flame Impingement Heat Transfer / G. Malikov, V. Lisienko, Y. Malikov, J. Wagner, H. Kurek, Y.Chudnovsky, R. Viskanta // Proc. ASME. 47845, Heat Transfer. – 2006. –Vol.1. – pp.615.

58. Modest, M.F. Radiative Heat Transfer, Second Edition / M.F. Modest. – Academic Press, New York, 2003. – pp.822.

59. Rothman, L.S. HITEMP, the high-temperature molecular spectroscopic database / L.S. Rothman, I.E. Gordon, R.J. Barber, H. Dothe, R.R. Gamache, A. Goldman, V.I. Perevalov, S.A. Tashkun, J. Tennyson // Journal of Quantitative Spectroscopy & Radiative Transfer. – 2010. – Vol. 111. – pp. 2139-2150.

60. Smith, T.F. Evaluation of coefficients for the weighted sum of gray gases model / T.F. Smith, Z.F. Shen, J.N. Friedman // ASME Journal of Heat Transfer. – 1982. – vol.104. – pp. 602-608.

61. Titaev, A. Simple expression for the emittance of h<sub>2</sub>o-co<sub>2</sub> mixtures in zonal methods of Radiation transfer modeling / Lisienko V., Malikov G., Titaev A., Viskanta R. – Proceedings of the ASME 2013 International Mechanical Engineering Congress and Exposition IMECE2013. San-Diego, – 2013. Nov. 15-21.

62. Titaev, A. Simple Expression for the Emittance of H<sub>2</sub>O–CO<sub>2</sub> Mixtures in Zonal Methods of Radiation Transfer Modeling / Lisienko V., Malikov G., Titaev A., Viskanta R. // Journal Heat Transfer, Volume 136(9), pp. 094501-1..3

63. Titaev, A. A new method for direct exchange area calculation in zonal method of radiant heat transfer modeling in combustion furnaces / Lisienko V., Malikov G., Titaev A., Viskanta R. – Proceedings of the ASME 2014

International Mechanical Engineering Congress and Exposition IMECE2014. Montreal. – 2014, Nov.14-20.

64. Titaev, A. Calculation of exchange areas in models of high-temperature radiant systems / Lisienko V., Malikov G., Titaev A. // Steel in translation. – 2014. – Issue 10, Vol. 44. – pp. 727-730.

65. Titaev, A. Simple approximation of total emissivity of CO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>O mixture used in the zonal method of calculation of heat transfer by radiation / Lisienko V., Malikov G., Titaev A. // Thermophysics and Aeromechanics. – 2014. – Vol. 21. Issue 9. – pp. 779-782.

66. Titaev, A. Design and automation of a modern reverberatory heat-treatment furnace / Lisienko V., Malikov Yu., Surganov K., Titaev A. // Metallurgist. – 2008. – Vol.52. Issue 11-12. – pp.714-718.