

Заключение

экспертной комиссии диссертационного совета Д.212.229.04

Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

по диссертационной работе Тринченко Алексея Александровича на тему «Низкотемпературный вихревой метод защиты окружающей среды от вредных выбросов тепловых электростанций», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук по специальности 05.14.14 – Тепловые электрические станции, их энергетические системы и агрегаты

Экспертная комиссия диссертационного совета Д.212.229.04 в составе д.т.н., проф. С. З. Сапожникова, д.т.н., проф. В. А. Сулова и д.т.н. доц. В. Ю. Митякова, рассмотрев в соответствии с п. 31 «Положения о совете по защите диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук», утвержденного Приказом Минобрнауки России от 10 ноября 2017 г. № 1093, представленную в диссертационный совет диссертацию А. А. Тринченко,

ПОСТАНОВИЛА:

1. Признать, что представленная в совет диссертация Алексея Александровича Тринченко, посвящённая исследованию низкотемпературного вихревого сжигания топлива и влиянию этой технологии на вредные выбросы тепловых электростанций, по содержанию соответствует п.9 («Разработка, исследование, совершенствование действующих и освоение новых технологий производства электрической энергии и тепла, использования топлива, водных и химических режимов, способов снижения влияния работы тепловых электростанций на окружающую среду») паспорта научной специальности 05.14.14 – Тепловые электрические станции, их энергетические системы и агрегаты.

2. Отметить, что диссертация проверена Интернет-сервисом «Антиплагиат» по состоянию на декабрь 2018 г. Система показала, что оригинальный текст в проверенном документе составляет 39,07%, 60,58% текста заимствовано в 105 источниках, а 0,35% текста присутствует в 2 источниках (Приложение А). Таким образом, диссертация А.А. Тринченко не соответствует требованию распоряжения проректора СПбПУ по научной работе №8 от 22 января 2019 г. «О плагиате и заимствованиях в диссертациях на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук», устанавливающего минимальный уровень оригинального текста для диссертаций на соискание учёной степени доктора наук на уровне 90%.
3. Указать на некорректное цитирование на 127 страницах, на которых 2655 строк, 53 рисунка, 147 формул и 15 таблиц заимствовано из трех источников.

Из источника «Совершенствование теории рабочих процессов преобразования энергии и разработка научных основ проектирования теплосиловых установок, энергетических и транспортных машин, их систем и комплексов: отчет о НИР/ А.А. Тринченко, Ю.В. Кожухов, А.В. Митяков, Н.Д. Агафонова и др. – Санкт-Петербург: Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2016. – 338 с.» заимствовано 2343 строки, 50 рисунков, 137 формул и 12 таблиц. (Приложение Б). А.А. Тринченко входит в число соавторов этого документа, но ссылка с указанием соавторов и личного участия диссертанта в соответствующем разделе отчёта в диссертации отсутствует.

Из источника «Машиностроение энциклопедия/ Ред. совет: К.В. Фролов (пред.) и др. – М. Машиностроение, 2009. – 399с.» заимствовано 213 строк, 3 рисунка, 5 формул и 3 таблицы. (Приложение В). Материал заимствован из разделов, автором или соавтором которых А.А. Тринченко не является. Материал приведен в виде скопированного текста, ссылка на источник в диссертации отсутствует.

Из источника «М.Р. Кадыров. Расчетное исследование ступенчатого сжигания в котле пп-1050-25-580/585 для повышения экологических показателей/М.Р. Кадыров, А.А. Тринченко// ТРУДЫ СПбГТУ.– 2013.– №515. – с. 20-26». заимствовано 99 строк и 5 формул. (Приложение Г). Материал приведен в виде скопированного текста, ссылка на источник с указанием личного участия в работе А.А. Тринченко в диссертации отсутствует.

4. Указать, что поступивший на проверку документ не может считаться оригинальным, поскольку отсутствие в тексте диссертации А.А. Тринченко ссылок на цитируемые источники нарушает требования п. 14 «Положения о присуждении ученых степеней», утвержденного постановлением Правительства Российской Федерации №842 от 24 сентября 2013 г. (ред. от 1 октября 2018 г.).

С учетом вышеизложенного экспертная комиссия **не рекомендует** диссертационному совету Д.212.229.04 принимать к защите диссертационную работу А.А. Тринченко.

ПРИЛОЖЕНИЯ: упомянутые А, Б, В, Г.

Члены комиссии:



д.т.н., проф. С. З. Сапожников



д.т.н., проф. В. А. Суслов



д.т.н., доц. В. Ю. Митяков



федеральное государственное
автономное образовательное
учреждение высшего образования
Санкт-Петербургский
политехнический университет
Петра Великого

СПРАВКА о результатах проверки текстового документа на наличие заимствований

Проверка выполнена в системе
Антиплагиат.ВУЗ

Автор работы	Тринченко Алексей Александрович
Подразделение	Соискатель
Тип работы	Докторская диссертация
Название работы	Тринченко АА Низкотемпературный вихревой метод защиты окружающей среды от вредных выбросов тепловых электростанций
Название файла	Тринченко АА дис дтн 2018.pdf
Процент заимствования	60,58%
Процент цитирования	0,35%
Процент оригинальности	39,07%
Дата проверки	12:58:05 06 декабря 2018г.
Модули поиска	Кольцо вузов; Модуль поиска общеупотребительных выражений; Модуль поиска "СПбСТУ"; Модуль поиска перефразирований Интернет; Модуль поиска перефразирований eLIBRARY.RU; Модуль поиска Интернет; Коллекция eLIBRARY.RU; Цитирование; Коллекция РФБ; Сводная коллекция ЭБС
Работу проверил	Логина М В ФИО проверяющего
Дата подписи	

Подпись проверяющего

Чтобы убедиться
в подлинности справки,
используйте QR-код, который
содержит ссылку на отчет.



Ответ на вопрос, является ли обнаруженное заимствование корректным, система оставляет на усмотрение проверяющего. Предоставленная информация не подлежит использованию в коммерческих целях.

Приложение Б

отчет о НИР/ А.А. Тринченко, Ю.В. Кожухов, А.В. Митяков, Н.Д. Агафонова
и др. – Санкт-Петербург: Санкт-Петербургский политехнический
университет Петра Великого, 2016. –

338с. заимствовано 2343 строки, 50 рисунков, 137 формул и 12 таблиц

Введение

Достижение целевых долгосрочных ориентиров социально-экономического развития России и развития энергетического сектора страны продолжает базироваться на основных положениях содержащегося в концепции “Энергетической стратегии России” сценария инновационного развития экономики.

Согласно “Энергетической стратегии России на период до 2030 года” (утверждена распоряжением Правительства Российской Федерации от 13 ноября 2009 г. N 1715-р) [1] предусматривается существенное изменение структуры топливопотребления ТЭС за счет роста расхода угля. Основой электроэнергетики на всю рассматриваемую перспективу останутся тепловые электростанции, удельный вес которых в структуре установленной мощности отрасли сохранится на уровне 60...70%. Выработка электроэнергии на тепловых электростанциях к 2030 г. возрастет в 1,6 раза по сравнению с 2008 г.

Структура расходуемого топлива на ТЭС к 2030 г. будет изменяться в сторону уменьшения доли газа (с 70 до 60...62%) и, соответственно, увеличения доли угля (с 26 до 34...36%). Суммарная мощность угледобывающих предприятий к 2030 году должна быть увеличена до 410...445 млн т, ввиду чего, как условие реализации прогнозов роста потребления угля электростанциями, предусматривается развитие экологически чистых технологий сжигания (технологий “чистого угля”). Сценарии развития теплоэнергетики, связанные с возможностью радикального изменения условий топливообеспечения тепловых электростанций в европейских районах страны, ужесточением экологических требований, преодолением тенденции превышения темпов нарастания объемов оборудования электростанций, выработавших свой парковый ресурс, над темпами вывода его из работы и обновления, требуют скорейшего внедрения достижений научно-технического прогресса (НТП), и новых технологий в электроэнергетике.

В структуре разведанных запасов углей Российской Федерации преобладают бурые – 51,2%, на долю каменных углей приходится 45,4%, антрацитов – 3,4%. Объем добычи бурых углей будет определяться темпами развития Канско-Ачинского бассейна, а также отдельными перспективными месторождениями: Мугунским и Харанорским в Читинской области, Ерковецким на Дальнем Востоке, Лучегорским и Павловским в Приморском крае. В любом варианте развития доля бурых углей составит не менее одной трети от добычи угля по стране.

Ожидается, что в результате опережающего роста цен на природный газ и стабилизации цен на уголь в соответствии с темпами инфляции, соотношение цен газ/энергетический уголь (в пересчете на тонну условного топлива), которое составляет 1,4/1 к настоящему времени, может выйти на уровень (1,6...2)/1 в последующие годы.

Основной задачей “Экологической программы” в области теплоэнергетики является определение путей и условий, при которых надежное энергообеспечение существующих и планируемых нагрузок потребителей не приведет к увеличению техногенного влияния на окружающую среду. Принятая “Энергетическая стратегия России” ориентирована на повышение эффективности энергопроизводства и проведение политики энергосбережения. Дальнейшее наращивание производства электроэнергии должно сопровождаться не только экономическим, но и экологическим обоснованием целесообразности привлечения различных источников энергии, расширением использования местных топливно-энергетических ресурсов, формированием энергетического рынка для создания конкурентной среды в сфере производства и потребления энергоресурсов.

При реализации “Энергетической стратегии России” предусматривается поэтапное перевооружение отраслей топливно-энергетического комплекса и обновление оборудования: в угольной отрасли – на 30 %, в электроэнергетике – на 30 %. Кроме того, предусматривается сокращение вредных выбросов в атмосферу и уменьшение загрязнения окружающей среды, сохранение и расширение экспортного потенциала топливно-энергетического комплекса (что возможно осуществить путем увеличения импорта природного газа за счет замещения его внутри страны твердым топливом).

Основными направлениями технической политики в области теплоэнергетики являются:

1) в части рекомендуемых к применению технологий и оборудования – модернизация ТЭС с максимальным использованием резервов повышения экономичности действующего оборудования; техперевооружение и реконструкция действующих мощностей с внедрением новой техники и современных передовых технологий;

2) в части повышения экономичности котельной установки – снижение температуры уходящих газов; газоплотное исполнение ограждений топочной камеры; применение технологий бесплакового сжигания твердого топлива;

3) в части совершенствования вспомогательного оборудования – приме-

нение частотного регулирования пылеприготовительного оборудования;

4) в части экологической безопасности котельных установок при планируемом увеличении доли угля в топливном балансе страны предполагается существенное обострение экологических проблем. Особенно актуальными эти проблемы стали после принятия законов “Об охране атмосферного воздуха” (1999 г.), “Об охране окружающей среды” (2002 г.), “Национального плана действий России по окружающей среде”, ГОСТ Р 50831-95 “Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования”, в которых впервые в практику природоохранной деятельности в законодательном порядке введены понятие “Экологическая нагрузка на природную среду”, экологические и технические нормативы.

Одна из основных проблем, препятствующих широкому применению угля в российской энергетике в настоящее время, – обеспечение допустимых концентраций вредных веществ в выбрасываемых газах, т.к. по содержанию вредных компонентов (зола и сера) отечественные угли хуже, чем используемые в США и странах Западной Европы. Поэтому повышение использования угля в России требует применения современных, экологически безопасных технологий сжигания.

При разработке современных энергетических установок одинаково важны повышение их экономичности и снижение вредных выбросов. Для снижения выбросов в атмосферу оксидов азота котельных агрегатов рекомендовано использовать прежде всего технологические мероприятия. Они заключаются в воздействии на процесс горения путем изменения конструкции и режимов работы топочных устройств, горелок, а так же создании условий, при которых образование токсичных компонентов дымовых газов котлов будет минимально;

5) при новом строительстве ТЭС рекомендовано применение того же оборудования, что и при техническом перевооружении и реконструкции.

Согласно “Генеральной схеме размещения объектов электроэнергетики до 2030 года” в структуре производства тепловых электростанций будет устойчиво расти доля электростанций, использующих уголь. Особенно сильно данная тенденция будет проявляться на конденсационных электростанциях, использующих уголь, доля которых в общем производстве электроэнергии в стране в 2006 году составляла менее 10% (в то время, как в США – 56%, в Германии – 31% [2]), а к 2020 году даже при базовом варианте будет увеличена до 21,5 процента. Доля электростанций, использующих газ, будет при этом неуклонно сокращаться, а практически весь прогнозируемый рост

мощности конденсационных электростанций в период до 2020 года ориентирован на использование угля.

В целях снижения вредных выбросов электростанций в атмосферу в Генеральной схеме предусмотрено, что на вновь вводимом энергетическом оборудовании объемы мероприятий по охране окружающей среды должны обеспечивать ограничение в соответствии с нормативами удельных выбросов оксидов серы, оксидов азота и твердых частиц (летучая зола). На существующих тепловых электростанциях предусматривается проведение мероприятий по реконструкции и модернизации устаревших и неэффективных золоуловителей и внедрение технологических методов подавления оксидов азота в процессе сжигания топлива.

В настоящее время суммарная мощность устаревшего оборудования на электростанциях России составляет 82,1 млн кВт, или 39 % установленной мощности всех электростанций, в том числе на тепловых электростанциях – 57,4 млн кВт, или 40 % их установленной мощности. К 2020 году уже 57 % мощностей действующих тепловых электростанций отработают свой ресурс. К этому периоду с учетом работ по техническому перевооружению предполагается вывести из эксплуатации устаревшее оборудование на 51,7 млн кВт установленной мощности, в том числе 47,7 млн кВт на тепловых электростанциях.

Таким образом, модернизация российской энергетики на основе современных технологий сжигания, повышение доли твердого топлива в энергетическом балансе страны с одновременным снижением экологической нагрузки при его использовании – весьма важная и актуальная задача.

Другой важной задачей, стоящей перед отечественной энергетикой, является модернизация и замена морально устаревшего и физически изношенного оборудования ТЭС, экологические показатели которого находятся на неудовлетворительном уровне. Техническое перевооружение ТЭС экономически выгодно проводить (по возможности) с сохранением существующих элементов установки и обязательным повышением экологических показателей оборудования на базе новых методов и прогрессивных конструктивных решений. При решении этих задач наибольшие трудности возникают в котельной установке ТЭС, особенно при сжигании твердых топлив.

В настоящее время для выработки электроэнергии и тепла твердое топливо в основном сжигается в пылеугольных котлах, имеющих ряд недостатков: с увеличением единичной мощности котла неоправданно растут габариты (так, по данным [3] котельный агрегат традиционной конструкции для блока

800 МВт имеет высоту 106 м), увеличивается металлоемкость и затраты на изготовление и монтаж, возрастают выбросы вредных веществ в атмосферу, возникают проблемы шлакования поверхностей нагрева, взрывоопасности систем пылеприготовления. Организация факельного сжигания требует относительно тонкого размола топлива, что определяет наличие дорогой, сложной в эксплуатации и взрывоопасной системы пылеприготовления, но одновременно позволяет с высокой эффективностью сжигать широкую гамму топлив в установках большой мощности. Получению таких результатов способствовали обширные исследования топочных процессов (Г.Ф. Кнорре, Л.Н. Хитрин и др.), теплопередачи (В.В. Митор, Г.Л. Поляк и др.), движения одно- и двухфазных потоков (Г.Н. Абрамович, Л.А. Вулис и др.), процессов генерации вредных веществ (И.Я. Сигал, Н.В. Залогин, В.Р. Котлер и др.).

Как альтернативу пылеугольному факелу можно использовать низкотемпературный вихревой (НТВ) метод сжигания грубоизмельченного (вплоть до дробленого) твердого топлива, разработанный и исследованный в ЛПИ (ныне – СПбПУ Петра Великого) под руководством доктора технических наук, профессора В.В. Померанцева [4...15], который на сегодняшний день удовлетворяет многим основным положениям Энергетической стратегии России. Концепция НТВ-метода была предложена профессором В.В. Померанцевым на рубеже 70-х годов прошлого века и получила дальнейшее развитие в работах его учеников – Ю.А. Рундыгина, С.М. Шестакова, Д.Б. Ахмедова, А.П. Парамонова, В.Е. Скудицкого, К.А. Григорьева, Г.В. Альфимова, Ф.З. Финкера и др., исследования которых, наряду с освоением НТВ-сжигания, позволили накопить огромный экспериментальный материал и подтвердить эффективность этого метода. В НТВ-топке топливо преимущественно выгорает в нижней вихревой зоне, где организована многократная принудительная циркуляция частиц топлива, что позволяет выровнять температурное поле в топочном объеме и снизить температурный уровень в топке (в среднем на 100...150 К). Метод НТВ-сжигания открывает большие возможности для сокращения габаритов котлов и уменьшения затрат металла вследствие повышения интенсивности процессов сжигания и теплообмена [16...20]. НТВ-сжигание опробовано при сжигании широкой гаммы топлив: фрезерного торфа ($W^r = 50...58\%$, $A^r = 4...9,5\%$) [21...24]; сланцев ($W^r = 11...14\%$, $A^r = 40...45\%$, $CO_2^k = 15...18\%$) [25...27]; бурых углей ($W^r = 25...60\%$, $A^r = 6...26\%$) [28...37]; каменных углей ($W^r = 10...14\%$, $A^r = 20...28\%$) [38...40]; лигнине ($W^r = 50...60\%$, $A^r = 2\%$) [41...44]. Теплота сгорания этих топлив (Q_i^r) колеблется от 7,5 до 17,6 МДж/кг, выход летучих

(V^{daf}) – 40...80 %. В работах [45, 46] проведено обоснование возможностей НТВ-сжигания для использования отходов переработки сахарного тростника – багассо ($W = 48...52$ %, $A = 1,5...2,5$ %), а в [47] получен положительный опыт низкотемпературного вихревого сжигания мазута.

Применение метода НТВ-сжигания позволяет устанавливать новые котлы в существующие строительные ячейки с одновременным увеличением мощности установки [48], что особенно важно при замене изношенного оборудования ТЭЦ при их модернизации [49...56]. Организация многократной циркуляции частиц в топке и создание устойчивой зоны воспламенения топлива позволили перейти к сжиганию топлива угрубленного помола [57...60], что исключило опасность взрыва системы пылеприготовления [61...63] и повысило надежность работы котельной установки в целом. Использование НТВ-метода позволило организовать эффективное сжигание и дробленого топлива [64], полностью ликвидировав таким образом систему пылеприготовления [34]. Сжигание топлива в НТВ-топке происходит с высокой эффективностью при полном исключении использования жидкого топлива для подсветки факела. При этом уменьшается температура газов в топочной камере и практически полностью решаются проблемы шлакования [65...68] поверхностей нагрева, снижается вероятность протекания высокотемпературной коррозии экранов [69...73] за счет снижения температурного уровня и уменьшения концентрации кислорода в топке [74, 75], а ступенчатый подвод окислителя к факелу приводит к снижению генерации токсичных оксидов азота, образованию восстановительных зон и разложению образовавшихся оксидов азота на поверхности горящих коксовых частиц [76...79]. Многократная циркуляция топливных и золовых частиц способствует связыванию оксидов серы минеральной частью топлива (компонентами золы CaO и MgO) [80...84], а дополнительное введение в топочную камеру присадок CaO содержащих (известь, известняк и др.) [85, 86] в ряде случаев позволяет добиться нормативного содержания оксидов серы в уходящих дымовых газах [87, 88].

Проведенные ранее исследования, направленные на изучение образования оксидов азота и других загрязнителей в НТВ-топках и разработку рекомендаций по их снижению, носили в основном экспериментальный характер, а разработанные расчетные методики не учитывали резервы повышения экологических показателей низкотемпературного вихревого сжигания (таких, как разложение оксидов азота на коксовых частицах в процессе горения, связывание оксидов серы минеральной частью топлива и присадками), что не позволя-

2 МЕХАНИЗМЫ ОБРАЗОВАНИЯ И МЕТОДЫ ПОДАВЛЕНИЯ ГЕНЕРАЦИИ ВРЕДНЫХ ВЕЩЕСТВ В ТОПКАХ ПАРОВЫХ КОТЛОВ

2.1 Классификация вредных выбросов ТЭС

Основная масса выбросов загрязнителей приходится, наряду с промышленными и отопительными котельными, на крупные котлы тепловых электростанций (ТЭС). Тепловые электростанции и котельные, потребляя огромное количество органического топлива, выбрасывают в атмосферу продукты сгорания, содержащие золу, оксиды азота (NO_x) и серы (SO_x), а так же оксиды углерода (CO_x) и группу органических соединений, называемых полициклическими ароматическими углеводородами (ПАУ). По степени опасности (токсичности) продукты сгорания делятся на пять классов:

- 1) чрезвычайно опасные (бенз(а)пирен $\text{C}_{20}\text{H}_{12}$, пятиокись ванадия V_2O_5);
- 2) опасные (NO_2 , H_2S , летучая зола при содержании CaO не менее 35 %);
- 3) умеренно опасные (NO , SO_2 , SO_3 , сажа, летучая зола при содержании CaO менее 35 %, пыль неорганическая);
- 4) малоопасные (NH_3 , CO);
- 5) безопасные (N_2 , O_2 , CO_2 , H_2O).

В атмосферном воздухе происходит дальнейшее преобразование газообразных выбросов ТЭС, которое длится от нескольких часов до нескольких месяцев. Наличие вредных газообразных продуктов сгорания органических топлив в атмосфере приводит к разрушению озонового слоя, образованию фотохимических туманов (смоги), коррозии металлоконструкций, эрозии почвы, уничтожению флоры, возникновению различных (в том числе раковых) заболеваний у человека. Оксиды азота относятся к одним из наиболее опасных загрязнителей атмосферы. Диоксид азота и оксид углерода вступают в соединения с гемоглобином крови и при больших концентрациях угрожают жизни человека. В малых концентрация оксид азота, как и сернистый ангидрид, вызывает раздражение слизистой оболочки (следует также учитывать канцерогенное действие диоксида азота).

В России, в отличие от методик ряда стран, учитывается суммарное воздействие нескольких примесей. При одновременном содержании в воздухе веществ однонаправленного действия (обычно близких по химическому строению и характеру биологического воздействия) происходит усиление их негативного воздействия на живые организмы. В этом случае сумма их ток-

сических кратностей (отношение концентрации вещества к предельно допустимой концентрации – $C_i/\text{ПДК}_i$) на уровне дыхания человека не должна превышать единицы [319...324].

2.2 Оксиды азота и серы в дымовых газах котлов

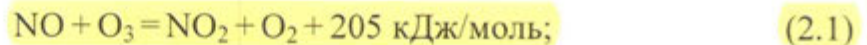
2.2.1 Современные представления о механизмах образования оксидов азота и серы, методы снижения их выбросов

Механизмы образования оксидов азота. При сгорании органических топлив в топках котлов в продуктах сгорания появляются оксиды азота (NO , NO_2 , N_2O_3 , N_2O_4 , N_2O_5), состоящие в основном из монооксида (NO) и диоксида (NO_2) азота. Таким образом, суммарные выбросы оксидов азота составляют: $\text{NO}_x = \text{NO} + \text{NO}_2$. Некоторое время существовало предположение, что в продуктах сгорания содержится также гемеоксид (закись) азота N_2O – бесцветный газ с удельной плотностью 1,977, известный под названием “веселящий газ” [325]. Однако, как отмечается в анализе [326], последние исследования американских специалистов опровергли эти предположения. Тем не менее проведенное искусственное образование N_2O в пробах дымовых газов за счет NO , SO_2 и H_2O говорит о возможности протекания аналогичных механизмов генерации N_2O в атмосфере. Интерес к образованию гемеоксида азота в атмосфере основан на следующих негативных факторах: 1) N_2O участвует в реакциях, приводящих к истощению озонового слоя Земли; 2) N_2O усиливает “парниковый” эффект.

Оксиды азота, возникающие при сгорании органических топлив, подразделяются на “воздушные”, “быстрые” и “топливные”. В случае, когда источником активных центров для образования NO_x служит азот воздуха, образуются “воздушные” (или “термические”) и “быстрые” оксиды азота. Если же источником активных центров служит атомарный азот топлива, то такие оксиды азота называются “топливными” [327...329]. Энергия диссоциации связей N-N азота воздуха достигает 940 кДж [107, 329]. Энергия диссоциации связи C-N в молекулах топлива составляет 250...630 кДж. Вследствие этого азотсодержащие соединения, входящие в состав топлива, легче превращаются в NO , чем молекулярный азот воздуха. Соотношение концентрации “термических”, “быстрых” и “топливных” оксидов азота в общем выбросе, в каж-

дом отдельном случае зависит от содержания связанного азота в топливе, способа организации и температурного уровня топочного процесса. Для различных топлив концентрации NO_x в уходящих газах котлов колеблются в достаточно широких пределах – $250 \dots 1000 \text{ мг/м}^3$ [329, 330]. При максимальной температуре факела менее 1800 К NO_x в основном образуются из азота топлива (до 95 %) [331]. Экспериментальные и промышленные исследования показали, что основная доля из них ($> 95 \%$) приходится на монооксид азота NO , а остальная часть – на диоксид NO_2 [105].

После выброса газов в атмосферу происходят следующие реакции образования двуокси азота NO_2 на основе фотолиза:

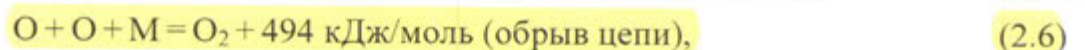
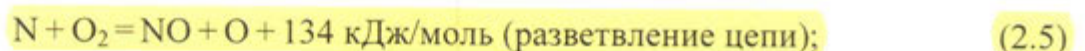
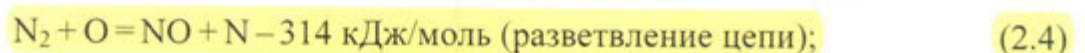
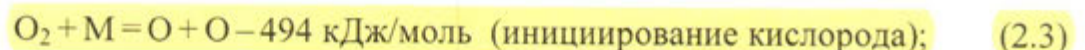


где $h\nu$ – квант света.

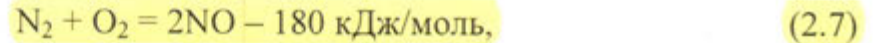
По результатам замеров концентрации NO на уровне дыхания человека на расстоянии $5 \dots 6 \text{ км}$ от ТЭС мощностью $1500 \dots 4500 \text{ МВт}$, степень перехода NO в NO_2 за счет атмосферного озона не превышает $40 \dots 70 \%$ и зависит от ряда физических и метеорологических параметров атмосферы [332].

“Термические” оксиды азота. “Термические” оксиды азота образуются при горении любых топлив в области высоких температур, если в качестве окислителя используется воздух. Я.Б. Зельдовичем, И.Я. Садовниковым, Д.А. Франк-Каменецким [333] было предложено объяснение окисления молекулярного азота, его основные положения кратко можно сформулировать следующим образом: 1) окисление азота происходит за счет свободного кислорода, имеющегося при сгорании топлива; 2) реакции образования оксидов азота протекают по цепному механизму, имеют термическую природу, подчиняются закону Аррениуса; 3) скорость образования NO лимитируется концентрацией в газовой смеси атомарных азота (N) и кислорода (O).

Цепная схема окисления молекулярного азота по Я.Б. Зельдовичу описывается следующими реакциями:



где M – любая молекула, атом или радикал, участвующие в столкновении, но не претерпевшие химических изменений. Скорость суммарной реакции



описывается уравнением Я.Б. Зельдовича:

$$\frac{d\text{NO}}{d\tau} = \frac{5 \cdot 10^{11}}{\sqrt{\text{O}_2}} e^{-86000/(RT)} (\text{O}_2 \text{N}_2 \frac{64}{3} e^{-43000/(RT)} - \text{NO}^2), \quad (2.8)$$

где τ – время, с; N_2 , O_2 , NO – концентрация азота и газов в кмоль/л.

Позднее эта схема была дополнена реакцией атомарного азота с гидроксидом [334]:



и реакцией [335]:



При образовании NO по схеме (2.3)...(2.6) концентрация атомарного кислорода остается неизменной, а скорость процесса определяется реакцией (2.4). Энергетический барьер этой реакции складывается из двух составляющих: энергии, требующийся на образование одного атома кислорода ($E_{2.4}$) и энергии активации реакции атома кислорода с молекулой азота ($E_{2.5}$). В связи с высокой энергией активации реакций образования NO ($E_{2.4}+E_{2.5}=494/2+314=561$ кДж/моль, [105, 107]) эмиссия “термических” оксидов азота происходит при высоких температурах, превышающих 1800 К. В температурном диапазоне 1850...1900 К время достижения равновесной концентрации NO , рассчитанное по формуле Ю.П. Райзера:

$$\tau_{\text{равни}} = \frac{2,06 \cdot 10^{-12}}{\sqrt{\text{N}_2}} \exp \left[\frac{53750}{T} \right], \text{ с}, \quad (2.11)$$

составляет 3...4 с. В топках современных котлов время пребывания продуктов сгорания при объемных теплонапряжениях $q_v=140$ кВт/м³ составляет 1...3 с [105] (в зоне максимальных температур – еще меньше), поэтому обра-

зующиеся в топке котла NO не доходят до равновесных концентраций. Концентрация термических оксидов азота изменяется по длине факела, интенсивно возрастая в начале зоны горения и достигая наибольшего значения непосредственно за зоной максимальных температур (рисунок 2.1) [336].

На эмиссию “термических” оксидов азота наибольшее влияние имеет температура в зоне горения, с увеличением которой происходит экспоненциальный рост образования NO_x (рисунок 2.2), [337]. Увеличение времени пребывания в зоне горения $\tau_{\text{пр}}$ также приводит к росту образования оксида азота [338].

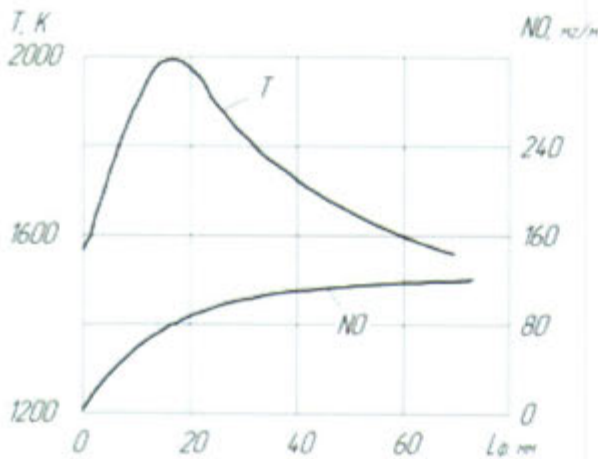


Рисунок 2.1 – Динамика образования термических NO по длине факела [336]

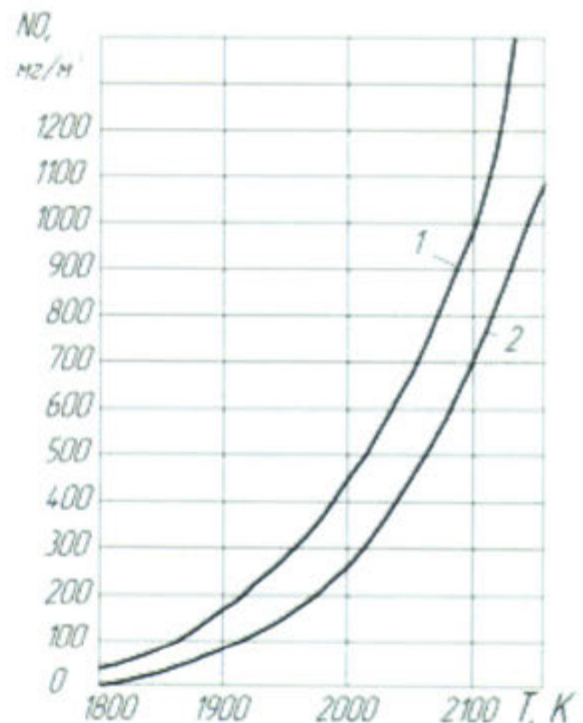


Рисунок 2.2 – Влияние температуры горения на содержание оксидов азота в продуктах сгорания мазута и природного газа (продолжительность реакции 0,5 с): 1 – мазут; 2 – природный газ [337]

Выход NO как функция от коэффициента избытка воздуха имеет вид экстремальных кривых с максимумами в области значений $\alpha_{\text{кр}} = 1,05 \dots 1,25$, (рисунок 2.3) в зависимости от режима горения. Рост концентрации оксида азота до $\alpha_{\text{кр}}$ объясняется тем, что при малых избытках воздуха увеличение концентрации свободного кислорода способствует более активному протеканию реакции окисления азота воздуха, а при увеличении α больше значений $\alpha_{\text{кр}}$

акции окисления азота воздуха, а при увеличении α больше значений $\alpha_{кр}$ снижение температуры в зоне горения влияет в большей степени, чем увеличение концентрации O_2 .

В [339] приведена зависимость, позволяющая определить величину коэффициента избытка воздуха (α_{max}), при котором происходит максимальное образование оксидов азота:

$$\alpha_{max} = \left(1 - 0,65V_v^0 \frac{RT_{max}}{E} \frac{c_T}{Q_i^r} \right)^{-1}, \quad (2.12)$$

где Q_i^r – низшая теплота сгорания топлива, кДж/кг; V_v^0 – теоретический расход воздуха, м³/кг; T_{max} – теоретическая температура горения, К; E – энергия активации, кДж/моль; c_T – средняя теплоемкость продуктов сгорания, кДж/(кмоль·К). Расчеты, проведенные по зависимости (2.12), показали удовлетворительное совпадение с опытными данными [107].

Из анализа механизмов образования “термических” NO можно сделать следующие выводы:

- 1) образование “термических” NO происходит за фронтом пламени в зоне высоких температур по цепному механизму;
- 2) выход NO определяется максимальной температурой в зоне горения и концентрациями кислорода в зоне реагирования;
- 3) при наличии свободного кислорода выход оксидов азота определяется максимальной температурой в зоне реакции, а при недостатке – кинетикой разложения NO.

“Быстрые” оксиды азота. Исследования, проведенные в начале 70-х годов прошлого века Фенимором (Fenimore C.P.) [340, 341], а также [342, 343 и др.], показали, что при сжигании углеводородных топлив замеренная скорость образования NO в зоне горения была существенно выше, чем скорость образования “термических” оксидов азота в послепламенной зоне, оцененная по реакциям (2.4)–(2.7). При этом вблизи зоны горения наблюдались значительные количества цианида водорода HCN, что способствовало быстрому образованию NO [343] (рисунок 2.4). Такое ускоренное образование NO в корневой части факела было названо “быстрым” и объяснено реагированием молекулярного азота с углеводородными радикалами, образующимися в промежуточных реакциях горения с очень малыми энергетическими затратами:

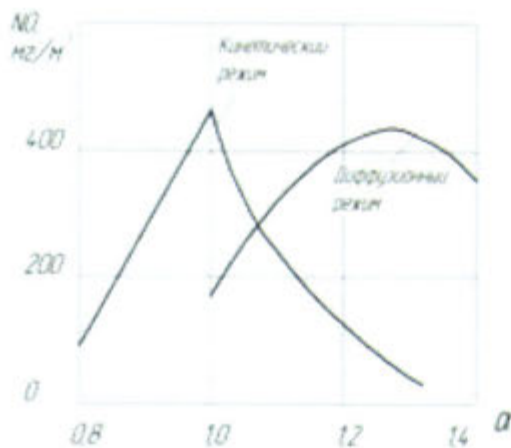
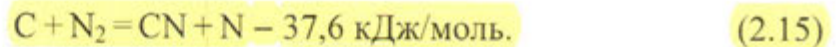
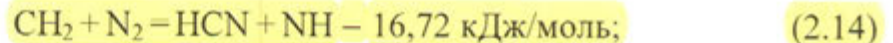
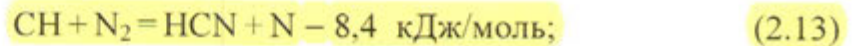


Рисунок 2.3 – Влияние избытка воздуха на образование NO

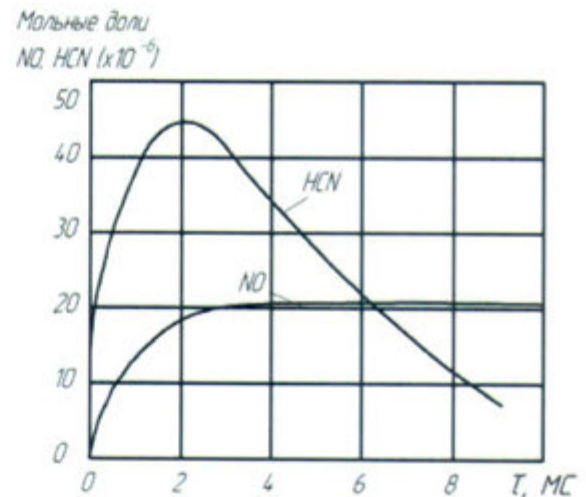
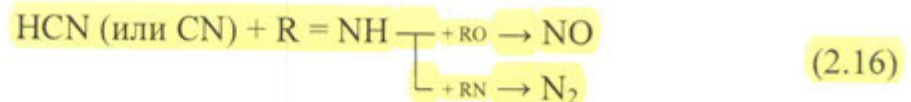
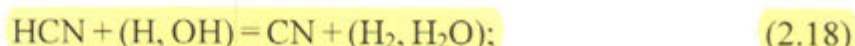


Рисунок 2.4 – Концентрации HCN и NO в пламени этиленовоздушной смеси [343]

Реакции (2.13)...(2.15) протекают достаточно энергично уже при температурах 1400...1600 К [330, 344], когда образование “термических” оксидов азота еще практически не происходит. Цианистые соединения (HCN, CN) далее реагируют с образованием аминов (NH, NH₂, NH₃). Последние, в свою очередь, взаимодействуют с промежуточными радикалами, образуя как оксиды азота, так и молекулярный азот:



Аналогичного механизма образования “быстрых” оксидов азота придерживаются Винс и Хаухарст [345]. Т. Миячи в работе [346] отмечает, что решающую роль в окислении N₂ в зоне горения играет радикал CH₂, (реакция (2.14)). В работе Р. Гарриса [347] при изучении горения смеси CH₄-O₂-N₂ для объяснения механизма образования “быстрых” NO в зоне горения предложена схема с участием промежуточного радикала OH, сверхравновесные концентрации которого фиксировались вблизи зоны горения:



Экспериментально измеренные концентрации “быстрых” оксидов азота в зависимости от условий проведения опытов и вида сжигаемого топлива колеблются от 20 до 100 ppm (26...130 мг/м³)*. При этом максимальные значения “быстрых” NO наблюдаются при горении богатых смесей ($\alpha = 0,7...0,9$) [330, 334]; они увеличиваются с ростом температуры в зоне реагирования, (рисунок 2.5). Доля “быстрых” оксидов азота в суммарном выбросе NO_x, образующихся в энергетических котлах при сжигании жидкого и газообразного топлива, как правило, не превышает 10...15 % [344].

Из анализа механизмов образования “быстрых” NO можно сделать следующие выводы:

- 1) “быстрые” NO образуются в зоне, характеризующей фронт пламени, уже при температуре 1400...1600 К;
- 2) максимальные значения наблюдаются при горении богатых смесей ($\alpha = 0,7...0,9$);
- 3) время образования “быстрых” NO соизмеримо со временем реакций горения;
4. концентрация “быстрых” NO имеет слабую зависимость от температуры и сильную от избытка воздуха.

“Топливные” оксиды азота. Азотсодержащие соединения, входящие в состав жидких и твердых топлив, являются источником образования “топливных” оксидов азота [348, 349 и др.]. Максимальное количество связанного азота (N') в угле и нефти, добываемых в России, достигает соответственно 3,5 % (Кузнецкий угольный бассейн) и 0,52 % (сахалинская нефть) [249]. В процессе перегонки нефти на нефтеперерабатывающих заводах азот накапливается в тяжелых остатках (в топливных мазутах).

* При 25 °С и давлении 760 мм рт. ст. (1 атм) соотношение между млм⁻¹ ([ppm]) и мг/м³ следующее: мг/м³ = (млм⁻¹ · молекулярный вес)/22,4; Для NO: 1 ppm = 1,3 мг/м³; для NO₂: 1 ppm ~ 2 мг/м³.

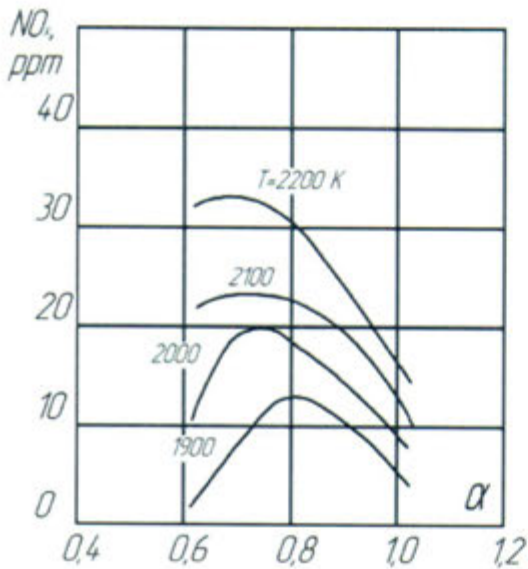


Рисунок 2.5 – Концентрация быстрых оксидов азота в зависимости от избытка воздуха

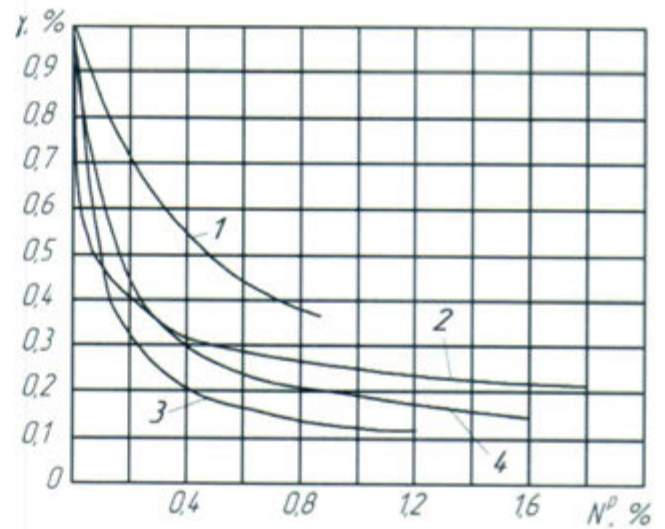


Рисунок 2.6 – Зависимость доли азота топлива, переходящего в NO_x, в зависимости от его содержания в топливе при сжигании: 1 – мазут, α = 1,15; 2 – дизельное топливо с присадками пиридина, α = 1,1; 3 – спирта с присадками метафенилендиамина, α = 0,95 [354]; 4 – угли восточных месторождений (рассчитано по формуле (2.23))

Превращение азота твердого топлива в оксиды азота происходит на начальном участке факела на стадии выгорания летучих при наличии в зоне реакции достаточного количества кислорода уже при температурах 850...1100 К [330, 338, 350...353]. При этом интенсивность этого процесса тем выше, чем выше температура и содержание азота в топливе, однако степень превращения NO_x снижается с ростом N^p [352, 354...358] (рисунок 2.6). Достигнув определенного значения, концентрация топливных оксидов азота в дальнейшем по ходу факела не изменяется [352, 358].

Коэффициент превращения (или степень конверсии – γ_N) азотсодержащих компонентов топлива в оксиды азота зависит от способа сжигания топлива, уровня температур в топочной камере, а также от содержания связанного азота в топливе N^p.

При очень низком содержании N^p (~0,1...0,3 %) имеет место почти полная конверсия в NO. Рост содержания N^p до 1...1,3 % снижает конверсию до 20...25 % в зависимости от температуры и вида топлива [326, 330]. В [34] получено обобщенное выражение для расчета степени конверсии азота топлива

углей восточных месторождений:

$$\gamma_N = 0,195 / \sqrt{N^r} \quad (2.23)$$

Из выражения (2.23) и рисунка 2.6 следует, что в диапазоне изменения N^r от 0,6 до 2% можно отметить слабую зависимость γ_N от N^r и величина γ_N составляет $\sim 0,2$, что хорошо согласуется с данными работ [352, 356].

В работе [131] представлены результаты исследования образования оксидов азота на стенде и в котлах БКЗ-75-39Ф, ТП-17, ТП-67 и ТП-101 при пылевидном сжигании эстонских горючих сланцев. Максимальные концентрации азотсодержащих радикалов при стендовом сжигании (рисунок 2.7) практически совпадают с зоной активного выделения и сгорания летучих веществ (кривая $RN + NO_x$). Кривая NO также имеет максимум в зоне выгорания летучих. Спад кривых $RN + NO_x$ и NO начинается в зоне высоких температур, где еще происходит догорание коксового остатка. В конце камеры сгорания измеренные величины $RN + NO_x$ и NO различаются мало, что свидетельствует о нахождении оксидов азота в дымовых газах в основном в виде NO .

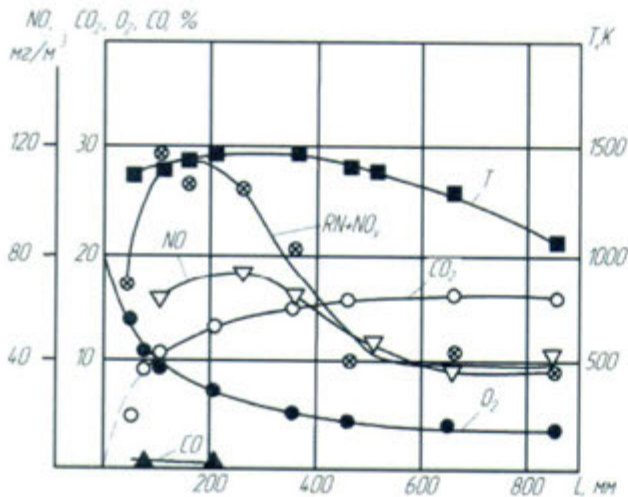


Рисунок 2.7 – Изменение газового состава и температуры вдоль камеры сгорания при пылевидном сжигании сланцев на стенде

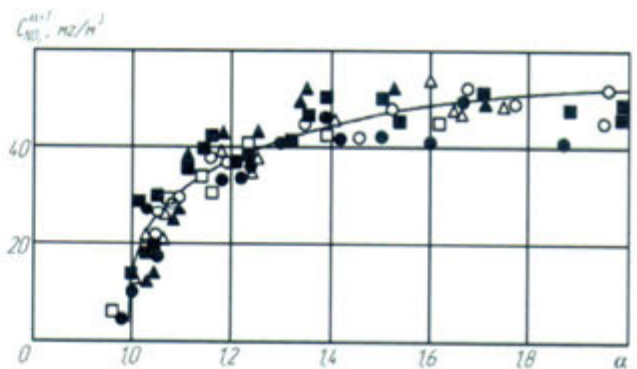


Рисунок 2.8 – Концентрация "топливных" оксидов азота в зависимости от коэффициента избытка воздуха при различном содержании азота в топливе N^{daf} , %:

○ – 0,41; △ – 0,36; ● – 0,34; □ – 0,32;
▲ – 0,23; ■ – 0,21

Влияние содержания азота в топливе (N^{daf}) и коэффициента избытка воздуха на образование "топливных" NO_x определено путем сжигания на стенде

летворительно описывается выражением

$$\gamma_N = 0,35\alpha_r - 0,26 \quad (2.25)$$

при величине стандартного отклонения не более 10,2% в диапазоне $\alpha_r = 1,08 \dots 1,37$.

Обнаружено, что в процессе горения более активная, чем азот, сера и ее соединения связывают часть атомарного кислорода, что уменьшает эмиссию NO_x . В [359] механизм снижения NO представлен следующим образом:

находящаяся в топливе сера снижает образование топливных NO :



образовавшаяся N_2O при $T > 500^\circ\text{C}$ разлагается по реакции:



Химический состав азотистых соединений, содержащихся в различных топливах, изучен еще недостаточно. Полагают [330], что азотсодержащие компоненты мазута представляют собой гетероциклические соединения с атомом азота или NH в одном из колец, а азотсодержащие компоненты твердых топлив состоят в основном из производных мочевины, аминокислот, пептидов (35%), аминов в виде длинных цепочек (23%) и карбозольных структур (10%), разлагающихся с выделением азота.

Механизм эмиссии “топливных” оксидов азота многоступенчат и еще не до конца исследован. В случае сжигания азотсодержащих твердых или жидких топлив в потоке воздуха образование топливных NO можно описать схемой, предложенной в [360] рисунок 2.11.

Попадая в топочную камеру, угольная частица или капля мазута нагреваются со скоростью $10^4 \dots 10^5 \text{ K/c}$. При нагревании частиц угольной пыли (капель мазута) на начальном участке факела в результате пиролиза топлива и возгонки летучих (испарения капель) вокруг угольной частицы (мазутной капли) образуется газовый объем. Соответственно происходит разделение топливного азота между газовой фазой и коксовым остатком. Большая его часть переходит в газовую фазу в виде аминов и цианидов (в основном NH_3 и HCN) [361]. Затем NH_3 и HCN реагируют в гомогенных реакциях с промежуточными компонентами (O , OH , H , NH_i и др.), образуя в результате оксиды азота и молекулярный азот. Топливный азот, оставшийся в коксе и связанный

в форме гетероциклических колец, при сгорании коксового остатка также частично переходит в NO.

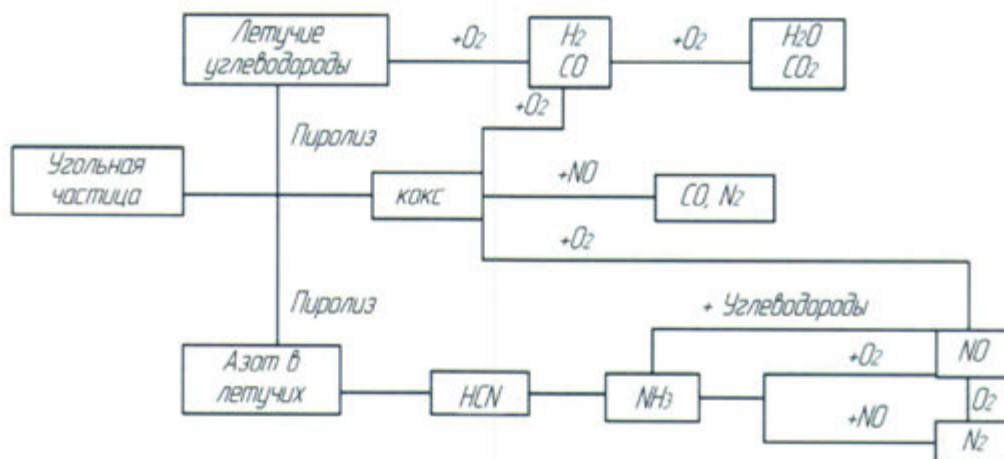


Рисунок 2.11 – Схема азотных превращений при сжигании угольной пыли

Результаты измерений концентраций NO по длине факела при сжигании азотсодержащих топлив показывают, что вид кривой образования NO во времени имеет S-образную форму, а скорость образования NO характеризуется наличием максимума. Вследствие этого, процесс образования “топливных” NO во времени, качественно может быть представлен следующей схемой (рисунок 2.12).

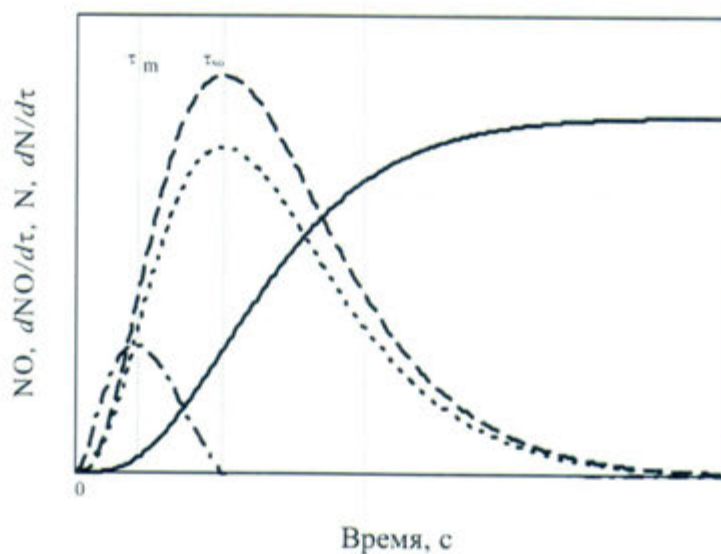


Рисунок 2.12 – Схема образования “топливных” оксидов азота по длине факела:
 — — NO; - - - - $dNO/d\tau$; ······ — N; - · - · - $dN/d\tau$

В начальный момент времени после попадания топлива в топочную камеру ($\tau=0$) концентрация активного азота равна нулю ($N=0$), поэтому и $NO=0$. Затем в процессе быстрого нагрева частицы и выхода летучих происходит выход активного азота, который, соединяясь с кислородом воздуха, переходит в оксид азота. В момент времени τ_m скорость выделения активного азота из топлива максимальна $(dN_T/d\tau)_{\tau=\tau_m}=\max$, причем τ_m всегда меньше τ_1 . Сначала происходит появление активного азота топлива, и скорость изменения концентрации NO минимальна. Кривая $dN/d\tau$ – скорость изменения концентрации топливного азота, зависит от двух процессов: выхода азота из топлива и его расхода на образование NO .

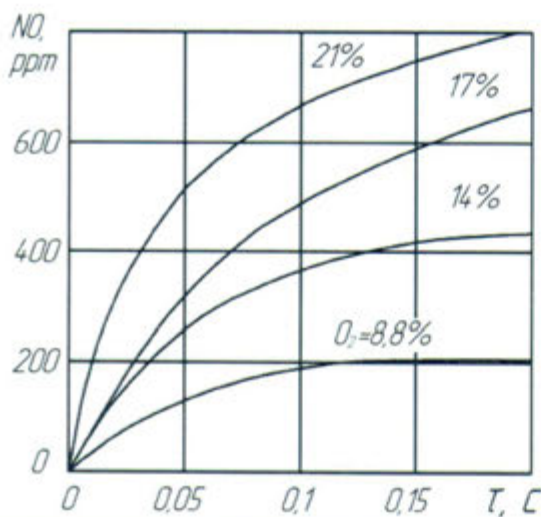


Рисунок 2.13 – Образование топливных NO в зависимости от начальной концентрации кислорода в факеле [291]

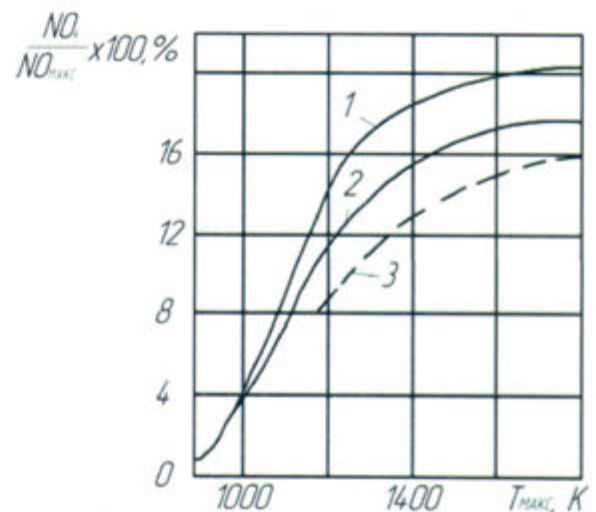


Рисунок 2.14 – Доля перехода топливного азота в NO в зависимости от максимальной температуры факела [330]:

- 1 – экибастузский уголь;
- 2 – ишидейский уголь;
- 3 – ирша-бородинский уголь

Так как степень перехода связанного азота из коксового остатка в NO существенно ниже степени перехода газообразных азотсодержащих веществ (типа HCN , NH_3) в оксиды азота, то для топлив с приблизительно одинаковым содержанием азота в топливе образование NO_x тем больше, чем выше выход летучих [362]. В то же время концентрация азотсодержащих компонентов в летучих увеличивается с ростом температуры [352, 363]. С.П. Титовым, В.И. Бабием, В.И. Барабашем в [291, 364] проведены исследования кинетики образования “топливных” оксидов азота при горении пыли

каменных углей с различным выходом летучих (экибастузского и ишидейского угля с выходом летучих соответственно $V^c = 31\%$ и $V^c = 45\%$), в интервале температур факела 1050...1800 К (рисунок 2.13). По их данным с увеличением содержания азота в топливе скорость образования и конечный выход оксидов азота возрастают. Конечная концентрация NO_x и степень перехода “топливного” азота в NO_x практически не зависят от тонины помола ($R_{90} = 2...30\%$) и зольности в интервале $A^c = 33...52\%$. Исследования также показали, что при неизменной температуре конечный выход “топливных” оксидов азота пропорционален квадрату среднеинтегральной концентрации кислорода в факеле.

По данным работ [363, 364] при низких температурах факела $T = 1300...1400\text{ К}$ наблюдается быстрый рост “топливных” NO_x , а при $T > 1400\text{ К}$ влияние увеличения температуры на скорость эмиссии “топливных” NO_x сказывается значительно слабее (рисунок 2.14) [330].

Из анализа механизмов образования “топливных” NO_x можно сделать следующие выводы:

- 1) конверсия азота твердого топлива в NO_x происходит на стадии выхода летучих во фронте пламени при скорости, соизмеримой со скоростью горения;
- 2) степень конверсии имеет слабую зависимость от температуры пламени, увеличивается с увеличением концентрации кислорода и уменьшается с увеличением содержания азота в топливе;
- 3) конверсия слабо зависит от вида азотсодержащего соединения топлива, и в основном определяется содержанием в нем азота.

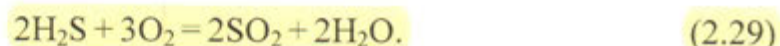
Образование оксидов серы в топочном процессе. Содержащаяся в топливе сера является источником образования сернистого (SO_2) и серного (SO_3) ангидридов [365, 366]. Содержание других оксидов серы (SO , S_2O_3 , S_2O_7) в продуктах сгорания ничтожно. Содержание горючей серы в различных видах топлив колеблется в довольно широких пределах: в жидком топливе – от 0,05...0,15 % (керосин) до 3,5 % (мазут), в углях – от 0,5 до 6 %, в сланцах – до 13 %. Сера в твердых топливах может быть трех видов: органическая (S_{op}), колчеданная (S_k) и сульфатная (S_c). Органическая сера входит в состав сложных высокомолекулярных органических соединений топлива. Колчеданная сера представляет собой соединения с металлами (чаще всего железный колчедан FeS_2) и входит в минеральную часть топлива. Органическая и колчеданная сера участвуют в процессе горения. Сульфатная сера вхо-

дит в минеральную часть топлива в виде сульфатов щелочных металлов (CaSO_4 и MgSO_4), поэтому в процессе горения окислению не подвергается и переходит в золу. В состав газообразных топлив сера входит в виде сероводорода (H_2S) или сернистого ангидрида (SO_2). Сера в мазуте входит в состав, главным образом, сераорганических соединений, в меньшей степени она присутствует в виде сероводорода (H_2S) и элементарной серы [366].

При окислительном сжигании из серы топлива образуется в основном диоксид серы:



При восстановительном сжигании (используется для получения генераторного газа) образуется сероводород H_2S , который затем сгорает, переходя в итоге в тот же диоксид:



Реакция окисления железного колчедана FeS_2 имеет вид



Часть SO_2 (1...5 %) доокисляется до серного ангидрида SO_3 в ходе гомогенных реакций непосредственно при горении топлива [367, 368]



и в результате протекания реакций окисления SO_2 в присутствии катализаторов, например V_2O_5 , Fe_2O_3 [369]



Возрастание концентрации SO_3 при эксплуатации котлов отмечается с увеличением нагрузки и коэффициента избытка воздуха (α''_T) [370]. Образование оксидов серы при сжигании сернистых мазутов в топочных камерах в основном происходит на начальном участке факела [370], причем наиболее высокие концентрации SO_3 наблюдаются в непосредственной близости от горелки (рисунок 2.15). Конечная концентрация серного ангидрида SO_3 в продуктах сгорания не превышает $5 \cdot 10^{-3} \%$ и зависит от состава топлива, режима горения, конструкции котла и состояния поверхностей нагрева [371].

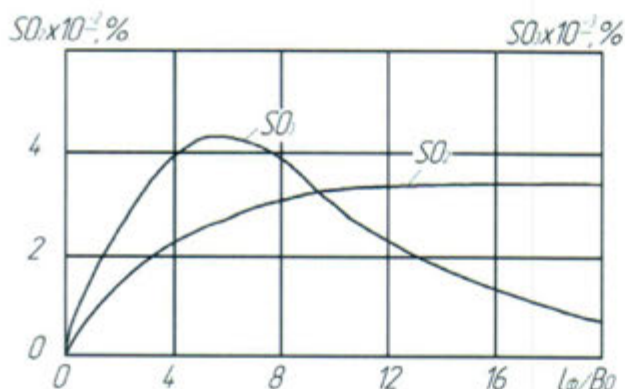


Рисунок 2.15 – Изменение концентрации оксидов серы по длине мазутного факела [370]

При уменьшении температуры газов в присутствии кислорода сернистый ангидрид доокисляется до SO_3 и вступает в реакцию с водой, образуя аэрозоль серной кислоты [372, 373]:



что является причиной протекания в газоходах котла низкотемпературной сернокислотной коррозии [164, 374...378].

Снижение концентрации SO_2 наблюдается при сжигании топлив с высоким содержанием карбонатов кальция и магния, способных связывать газообразные соединения серы [379].

В работе [131] рассматриваются факторы, определяющие степень связывания оксидов серы с золой (η_{SO_2}) при пылеугольном сжигании сланцев в котле ТП-101, средние значения выбросов для которого находятся в пределах $SO_x^{\alpha=1} = 1300...1500 \text{ мг/м}^3$. Проведенными исследованиями показано, что η_{SO_2} составляет в среднем (при номинальной нагрузке) 0,78...0,86, зависит от количества избыточного воздуха (α_T) (рисунок 2.16), и температуры в высокотемпературной части газового тракта (рисунок 2.17). Характер зависимостей $\eta_{SO_2} = f(\alpha_T)$ и $\eta_{SO_2} = f(t)$, по мнению автора [131], указывает на существующий предел связывания оксидов серы золой, определяемый измельченностью топлива (поверхностью реагирования). Показанное на рисунке 2.18 распределение содержания сульфатной серы и свободной извести в летучей золе сланцев в зависимости от размера золовых частиц подтверждает, что мелкие частицы летучей золы содержат в несколько раз больше сульфатной серы и

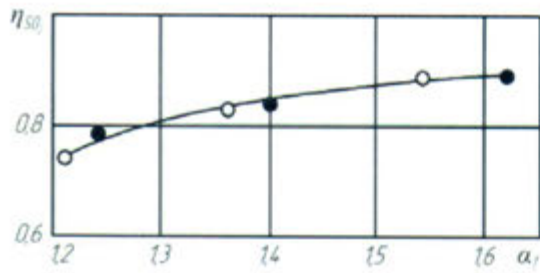


Рисунок 2.16 – Степень связывания оксидов серы в зависимости от коэффициента избытка воздуха в топке:

- – $D=280$ т/с, $v''_{\text{экон}} = 1010$ К;
- – $D=280$ т/с, $v''_{\text{экон}} = 1050$ К

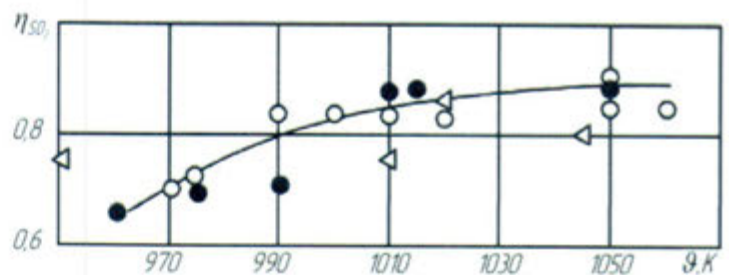


Рисунок 2.17 – Степень связывания оксидов серы в зависимости от температуры дымовых газов (перед ВЭЖ):

- ◁ – $\alpha_T < 1,3$; ○ – $\alpha_T = 1,3...1,5$; ● – $\alpha_T > 1,5$

соответственно меньше $\text{CaO}_{\text{св}}$. Содержание сульфатной серы в золе электрофильтров практически не зависит от избытка воздуха (рисунок 2.19), в то время как величина η_{SO_2} меняется при изменении избытка воздуха существенно – от 0,75 до 0,88.

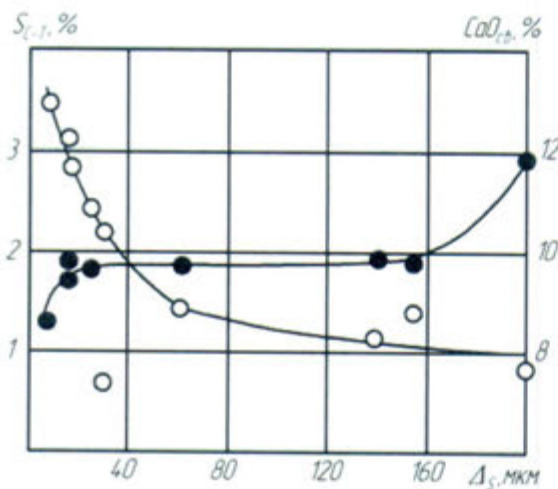


Рисунок 2.18 – Распределение сульфатной серы и свободной извести в золе котла ТП-101 в зависимости от размера частиц золы:

- – сульфатная сера; ● – свободная известь

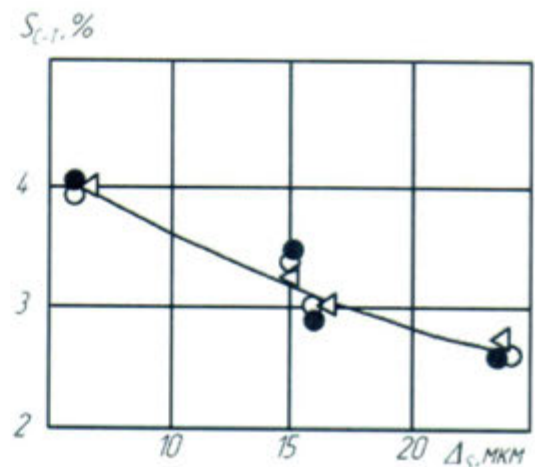


Рисунок 2.19 – Содержание сульфатной серы в золе электрофильтров котла ТП-101 в зависимости от размера частиц золы:

- – $\text{O}_2 = 3...4\%$; ○ – $\text{O}_2 = 5...6\%$;
- ◁ – $\text{O}_2 = 7,4\%$

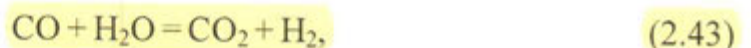
Как считает автор [131], увеличение тонкости помола сланцев должно способствовать более полному связыванию оксидов серы золой.

В работе [86] представлен анализ возможных преобразований серы при сжигании твердого органического топлива в топке котла ОР-215, реконструированного на ВИР-технологии. Отмечается, что при высоких температу-

рах и недостатке кислорода может происходить разложение серы с выделением S. В этом случае возможно протекание следующих реакций:

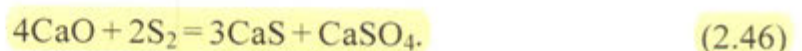
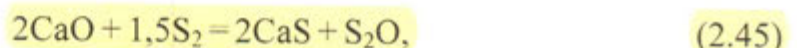


Результаты термодинамических расчетов [86] реакций (2.39, 2.40) показывают, что при температурах 1300...1600 К, $\alpha = 0,37...0,55$ и атмосферном давлении соединения серы могут состоять из 90 % H_2S и 7...9 % COS . При отмеченном уровне температур с термодинамической точки зрения определяющими реакциями в топочных газах, содержащих H_2S и COS , можно считать следующие:



Реакция (2.44) протекает при температурах более 1500...1600 К. До температуры 1400 К равновесная степень превращения при термическом разложении сероводорода не превышает 10 %. Эффект восстановления окиси кальция по реакции (2.42) в диапазоне температур 1000...1700 К незначителен.

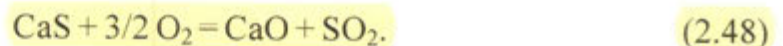
В процессе выгорания твердого топлива, содержащего серу и гумматы кальция и магния, появляются активные свободные окиси этих металлов, которые затем соединяются с элементарной серой с образованием сульфидов:



Реакции (2.45) и (2.46) в диапазоне температур 1173...1273 К характеризуются достаточно большой отрицательной величиной изобарно-изотермического

потенциала. Эта особенность твердых топлив заметно проявляется для бурых углей, в которых отмечается значительное содержание гумматов.

Содержащий серу продукт CaS попадает в среднюю часть топки (выше горелок), где избытки воздуха больше единицы. В этих условиях возможно окисление сульфида кальция по следующим реакциям:



Сравнение значений термодинамических потенциалов реакций (2.47) и (2.48) показывает, что при температурах 1000...1700 К преимущественно протекает реакция (2.47).

Сероокись углерода COS при нормальных условиях является нестабильным соединением. В условиях недостатка кислорода COS будет реагировать с CaO по реакции



В окислительной среде CaS соединяется с кислородом, образуя CaSO₄.

Мелкие частицы топлива, уносимые непосредственно в прямооточную часть факела, сгорают так же, как и в обычных пылеугольных топках. При этом соединения серы превращаются в SO₂.

Как отмечает автор [86], рассмотренные им процессы превращений соединений серы указывают на возможность дополнительного связывания оксидов серы путем ввода сорбента в виде CaCO₃ (известняк) в вихревую зону топки.

Из анализа механизмов образования оксидов серы SO_x и методов их дальнейшего снижения следуют выводы:

1) образовавшиеся SO_x состоят в основном из сернистого ангидрида (SO₂), незначительная часть которого (1...5 %) переходит затем в серный ангидрид (SO₃);

2) содержание SO_x в уходящих газах котлов определяется содержанием соединений серы в исходном топливе и содержанием карбонатов кальция и магния в его золе;

3) дополнительное снижение концентрации оксидов серы возможно, в том числе путем введения CaO-содержащих примесей и других присадок.

Снижение токсичных выбросов NO_x и SO_x с уходящими газами ТЭС принципиально возможно реализовать на разных стадиях: в процессах топливоподготовки и сжигания топлива (активные методы) и очистки продуктов сгорания (пассивные методы). На рисунке 2.20 представлены методы, охватывающие основные мероприятия по снижению выбросов оксидов азота и серы. Требуемый уровень предельно допустимой концентрации можно обеспечить, рассеивая вредные вещества в атмосфере путем строительства высоких и сверхвысоких дымовых труб. Однако это не снижает выброса

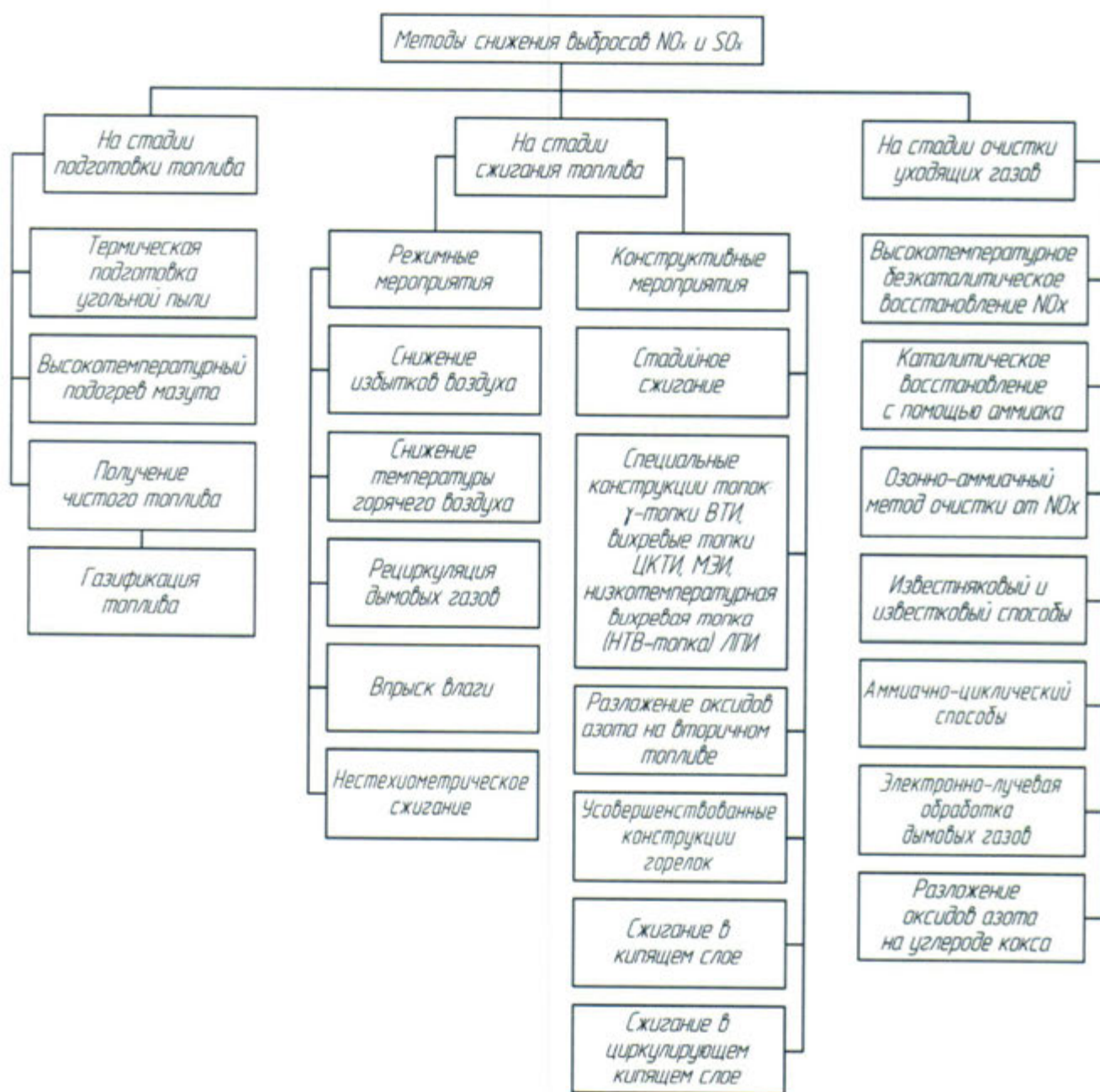


Рисунок 2.20 – Методы снижения выбросов оксидов азота и оксидов серы

общего загрязнения окружающей среды вследствие постоянства абсолютного загрязнителей в атмосферу. Кроме того, стоимость дымовой трубы с увеличением ее высоты резко возрастает. Так, например, при увеличении высоты трубы от 180 до 250 м ее стоимость возрастает в 3 раза, а до высоты 320 м – в 6...10 раз [374].

Подавление образования оксидов азота и оксидов серы на стадии подготовки топлива. К методам подавления NO_x и SO_x на стадии подготовки топлива относятся различные пути получения “чистого” топлива, однако реализация многих из них ввиду сложности и высокой стоимости до сих пор не вышла за пределы полупромышленных и промышленных экспериментов.

Очистка от серы жидких топлив достаточно освоена и ее практическая реализация в каждом конкретном случае зависит лишь от экономической целесообразности. В настоящее время применяются два метода сероочистки жидкого топлива – прямой и косвенный. При прямой сероочистке жидкое топливо обрабатывается путем каталитического гидрирования с выделением серы в виде сероводорода и с дальнейшим восстановлением до элементарной серы [380]. Эффективность этого метода составляет 20...25 % (уменьшение содержания связанной серы в топливе с 3...4 % до 0,6...1,0 %). Метод косвенной очистки от серы представляет собой перегонку жидкого топлива в вакууме. После сероочистки содержание серы в топливе составляет 0,3...0,5 % при содержании серы в исходном топливе 3...4 % и в отходах до 10 % [381].

Промышленное освоение методов сероочистки твердых топлив намного сложнее. Содержание колчеданной серы может быть относительно легко снижено путем обогащения топлива. Органическая же сера входит непосредственно в состав горючей массы, и удаление ее чрезвычайно сложно и дорого.

Большинство методов очистки угля от органической серы связано с применением различных растворителей, в которых уголь растворяется при повышенных температурах под давлением в присутствии водорода. В результате органическая сера переходит в H_2S и удаляется. Растворитель регенерируется и возвращается в цикл [382].

К числу углей, содержащих большое количество колчедана, относятся подмосковные, кизеловские и ряд других. Колчедан значительно тверже угля, обладает большим удельным весом, имеет меньшую, чем у угля упругость, не обладает магнитными свойствами и находится в угле в виде отдельных кусков различной величины или в виде вкраплений. Наличие колчедана в топливе, кроме загрязнения атмосферного воздуха вредными окислами се-

ры при его сжигании, приводит к снижению производительности мельниц, повышению удельного расхода электроэнергии на размол и повышенному износу размалывающих и транспортирующих элементов оборудования системы пылеприготовления. Кроме того, колчедан снижает температуру плавления золы угля, что способствует более интенсивному шлакованию поверхностей нагрева котла и усилению коррозии хвостовых поверхностей котельной установки. Вместе с тем, поскольку серный колчедан представляет собой ценное сырье для химической или бумажной промышленности, целесообразно выделять колчедан из угля до его поступления в мельницы.

Сепарацию колчедана возможно осуществлять в специальных сепараторах колчедана (например, в сепараторе П.И. Киселева [383]). При поступлении влажного угля предусматривается его подсушка горячим воздухом. Сепарация колчедана осуществляется отсеиванием от угля за счет большего удельного веса колчедана и его меньшей упругости.

Процентное количество отсепарированного из угля колчедана можно определить по формуле

$$b = \frac{B_k (S_k^c)_k 100}{B_c (S_k^c)_{уг} 1,88}, \% \quad (2.50)$$

где B_k – вес сухой массы отхода, выделившегося в сепараторе (колчедан, уголь, различные посторонние примеси) кг/ч; B_c – производительность установки, отнесенная к сухой массе топлива кг/ч; $(S_k^c)_k$ – содержание колчедана серы в отходе на сухую массу, %; $(S_k^c)_{уг}$ – первоначальное содержание колчеданной серы в угле на сухую массу, %; 1,88 – соотношение атомарных весов FeS_2 и S_2 . Правильным выбором скорости газозвдушной смеси при начальной крупности угля 0...15 мм удастся выделить до 30...35 % колчедана, а в эксплуатации – 10...15 %. Более полное выделение колчедана таким способом затрудняется тем, что часть его – это мелкие фракции, выносящиеся газозвдушным потоком, или тем, что он вкраплен в кусочки угля.

Количество колчедана, выделяемого в двухступенчатых сепараторах конструкции П.И. Киселева, в опытах – 65...70 %, а в эксплуатации – 40...50 %. Как отмечается в [383], при номинальном режиме работы сепаратора с К.П.Д. 50 %, отходы колчедана практически не содержат угля, в то время как в эксплуатации по ряду причин выпадение угля вместе с колчеданом может резко увеличиться.

В некоторых случаях на электростанциях прибегают к очистке отходов

от угля, загружая их для этого в ребристый вентилируемый барабан, в котором колчедан, как более прочный материал, размалывает примешанный к нему уголь. Образующаяся при этом угольная пыль выносится воздушным потоком из барабана и направляется в топку котла, а очищенный колчедан используется как химическое сырье.

При установке воздушного сепаратора колчедана перед мельницами любой конструкции, магнитные сепараторы можно не устанавливать, так как в сепараторах колчедана выделяется все попадающие с углем металлические предметы.

Процесс газификации топлив включает в себя ряд последовательных процессов перевода жидкого или твердого топлива в газообразное состояние путем неполного окисления при высокой температуре (800...1300 °С) с одновременным удалением вредных примесей, выступающих в качестве побочных продуктов (сера, азот, концентрат ванадия) [384...388]. Газификация топлива в сравнении с сероочисткой газов имеет ряд преимуществ и в частности отсутствие необходимости восстановления серы, так как в процессе газификации сера не окисляется и получается в виде сероводорода H_2S , переработка которого в элементарную серу более рентабельна, чем двуокиси серы. Процесс газификации обеспечивает снижение выбросов оксидов серы и азота примерно в 10 раз, однако капитальные вложения в создание установки по газификации топлива на ТЭС достигают 30 % от основных вложений на установленный киловатт мощности.

Метод предварительной термической обработки топлива, разработанный ВТИ (В.И. Бабий и др.) [389], состоит в подогреве угольной пыли в восстановительной среде, где происходит разрушение азотсодержащих компонентов топлива и выход вместе с летучими азотистых радикалов типа HCN и NH_3 . Последние затем реагируют с образованием молекулярного азота N_2 . Исследования показали, что при подогреве угольной пыли до температур 800...1000 К в течение 0,12...0,19 с возможно снизить выход оксидов азота в 2...2,5 раза (рисунок 2.21).

Обработкой опытных данных авторами [389] получена зависимость относительного снижения выхода оксидов азота при горении твердого топлива от температуры подогрева топливной пыли и содержания летучих веществ в горючей массе топлива

$$NO_T/NO_0 = 1 - 5,3 \cdot 10^{-3} (T_{II} + 7V^{daf} - 770)^{0,8}, \quad (2.51)$$

где NO_T – выход оксидов азота при подогреве угольной пыли до температуры T_n ;
 NO_0 – выход оксидов азота при горении угольной пыли без подогрева;
 V^{daf} – содержание летучих в горючей массе топлива.

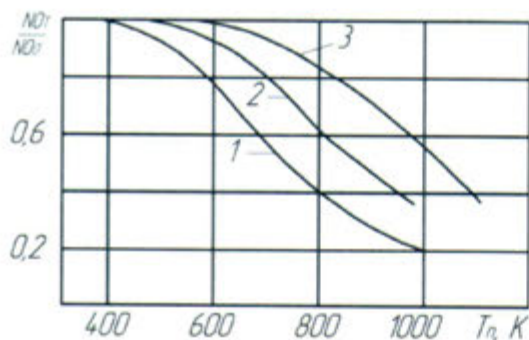


Рисунок 2.21 – Снижение выхода NO в зависимости от температуры подогрева пыли [389]:
 1 – березовский уголь;
 2 – экибастузский уголь;
 3 – кузнецкий тощий уголь

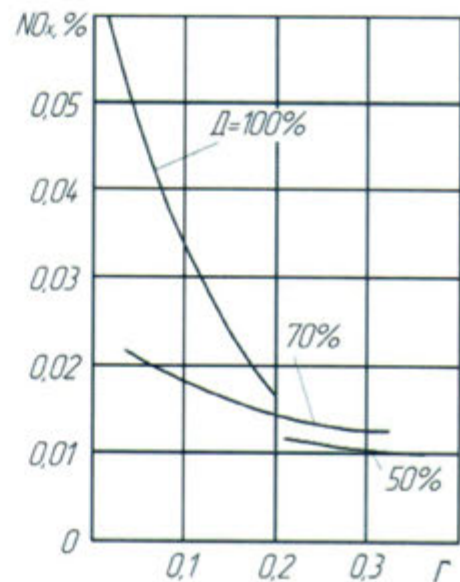


Рисунок 2.22 – Влияние степени рециркуляции газов на концентрацию оксидов азота в дымовых газах котла ТГМП-314 (при различной нагрузке и подаче рециркуляционных газов в тракт дутьевого воздуха) [184]

Снижение генерации оксидов азота при реализации этого метода на станции, ведет одновременно к увеличению капитальных затрат и повышает взрывоопасность системы пылеприготовления.

Подавление оксидов азота и серы на стадии сжигания топлива. Среди различных методов снижения выбросов NO_x одними из самых доступных для практического внедрения и относительно дешевых являются внутритопочные (или технологические) методы.

Снижение избытка воздуха, подаваемого для горения топлива уменьшает образование как “термических”, так и “топливных” NO_x примерно на 20...30% [105, 338, 352, 376, 390...394]. Достоинством этого метода является отсутствие дополнительных капитальных затрат. Однако низкие избытки воздуха приводят к увеличению выбросов ПАУ, твердого углерода и окиси углерода [395...397], вызывают рост содержания горючих в уносе и шлаке,

усиление шлакования экранных панелей, а в ряде случаев интенсифицируют высокотемпературную коррозию экранов. Для избежания отрицательных последствий, вызываемых снижением α , используются усовершенствованные горелочные устройства, обеспечивающие хорошее смешение топлива и окислителя [398, 399]. Однако малотоксичные горелки очень чувствительны к соотношению “топливо/воздух”, что требует использования сложной автоматики и соответствующего программного обеспечения [193].

Снижение температуры горячего воздуха на несколько десятков градусов при сжигании природного газа, благодаря снижению температуры топочного процесса, позволяет на 20...30% уменьшить выход оксидов азота, однако ведет к уменьшению К.П.Д. котлоагрегата из-за увеличения потерь тепла с уходящими газами [107].

Рециркуляция дымовых газов в зону горения воздействует, главным образом, на термические оксиды азота [184...186, 399]. Подавление их образования объясняется разбавлением действующих концентраций реагентов инертными продуктами сгорания и некоторым снижением температуры горения [335, 352, 381]. С.С. Нижник и Е.М. Лавренцов в [184] отмечают, что рециркуляция дымовых газов как метод снижения выхода оксидов азота более эффективна при высокой температуре горения. По мере роста степени рециркуляции эффективность воздействия ее на NO снижается (рисунок 2.22). Недостатком данного метода является возрастание ПАУ и СО по мере увеличения рециркуляции продуктов сгорания [395], а также дополнительные капитальные затраты на установку дымососа и газоходов рециркуляции, увеличение расхода электроэнергии на собственные нужды [105].

Впрыск воды и водяного пара подавляет в основном образование “термических” оксидов азота и в значительно меньшей степени влияет на выход “топливных” NO_x [190, 337, 400...403]. Подавление NO_x происходит в результате снижения температуры в зоне горения и разбавления действующих концентраций реагентов [400...403]. Подача влаги в ядро горения или в короб горячего воздуха при сжигании твердого топлива приводит лишь к незначительному снижению выхода оксидов азота. Основное применение данный метод находит при сжигании природного газа и мазута (рисунок 2.23) [190]. В этом случае подача влаги с горячим воздухом или в зону максимальных температур снижает выбросы NO_x на 10...25% [402] (рисунок 2.24), при этом большая эффективность метода достигается с ростом нагрузки котла (рисунок 2.25), т.е. с увеличением T_{max} факела. Автор работы [190] на основа-

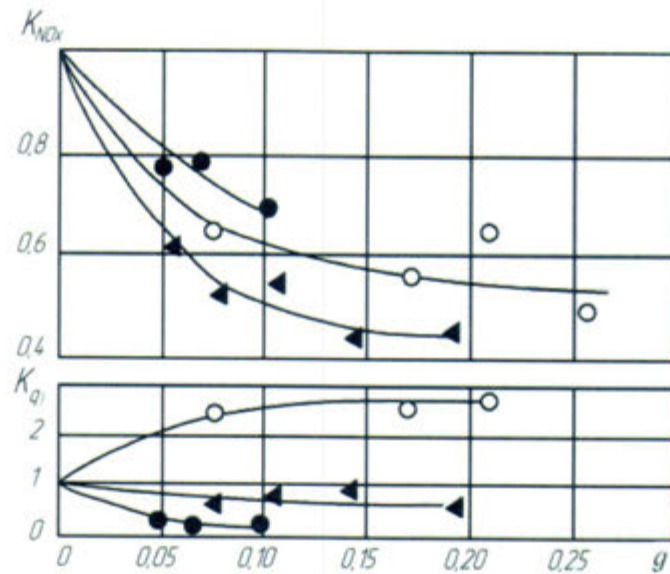


Рисунок 2.26 – Относительное изменение концентрации NO_x и потери тепла от химической неполноты сгорания при впрыске воды

в топку котла ПК-41-1 (мазут марки М100, $D_{\text{котла}} = D_{\text{ном}}$, $\alpha_T = 1,01$):

- – $d_m = 0,12 \dots 0,18$, $g = 0,05 \dots 0,1$; ▲ – $d_m = 0,17 \dots 0,23$, $g = 0,1 \dots 0,2$;
- – $d_m = 0,28 \dots 0,38$, $g = 0,1 \dots 0,25$

$$\Delta q_2 = \frac{[(373 - T_w)c_w + L + (T_{yx} - 373)c_p]}{Q_p'} g \cdot 100, \quad (2.55)$$

где T_w , К, и c_w , Дж/(кг·К), – температура и теплоемкость вводимой воды; T_{yx} , К и c_p , Дж/(кг·К), – температура и теплоемкость уходящих газов; L – теплота парообразования, Дж/кг; Q_p' – располагаемое тепло, Дж/кг; g – доля впрыска.

Как отмечается в [190], в случае значительного химического недожога ($q_3 > 1,0\%$) ухудшение экономичности из-за впрыска воды полностью компенсируется интенсификацией горения, а рассмотренный метод становится весьма актуальным при необходимости на станции утилизации сточных вод.

При сжигании водоугольных суспензий [404, 405] процесс горения протекает параллельно с испарением влаги в условиях задержки выхода летучих и на начальных стадиях процесса приводит к снижению максимальных локальных температур в зоне горения приблизительно с 2000 до 1700 К (1600 К), что приводит к уменьшению образования воздушных NO_x . Недостаток использования влаги состоит в том, что ввод влаги повышает вероятность коррозии поверхностей нагрева и приводит к дополнительным потерям тепла с уходящими газами [117].

Ступенчатое (или стадийное) сжигание заключается в том, что через горелки с топливом подается воздух в количестве, меньшем стехиометрического (обычно $\alpha = 0,8...0,95$), а остальное необходимое по балансу количество воздуха вводится в топочную камеру далее, по длине факела. При этом после воспламенения и сгорания летучих в факеле резко снижается концентрация кислорода, в результате чего тормозятся окислительные реакции с образованием NO и интенсифицируются реакции, приводящие к переходу азотсодержащих радикалов (NH_i и CN) в молекулярный азот N_2 . При наличии в определенных зонах факела газов-восстановителей происходит восстановление уже образовавшегося оксида азота до N_2 . Таким образом, на первом этапе горения осуществляется сжигание топлива при недостатке окислителя, а на втором – дожигание продуктов газификации при пониженных температурах (рисунок 2.27). Благодаря этому в начале факела из-за пониженной концентрации кислорода уменьшается образование “топливных” оксидов азота, а снижение температурного уровня на второй стадии уменьшает образование “термических” NO_x [406...412].

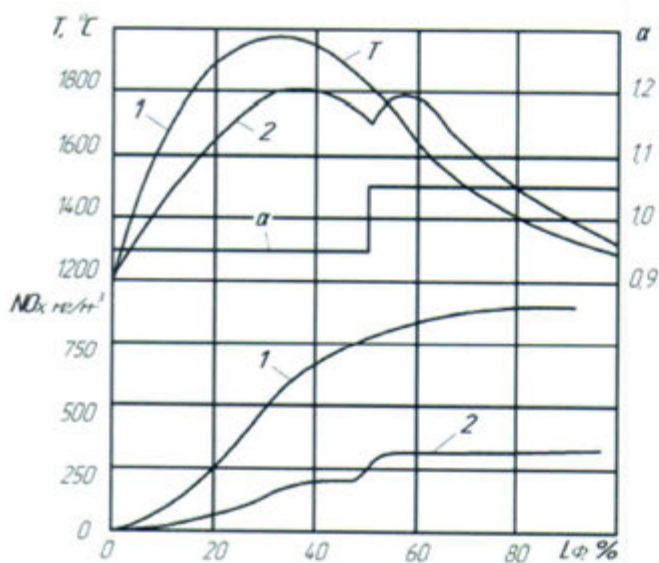


Рисунок 2.27 – Принципиальная схема двухступенчатого сжигания в сравнении с одноступенчатым:
 1 – одноступенчатое сжигание;
 2 – двухступенчатое сжигание
 (T – температура, °C;
 α – коэффициент избытка воздуха)

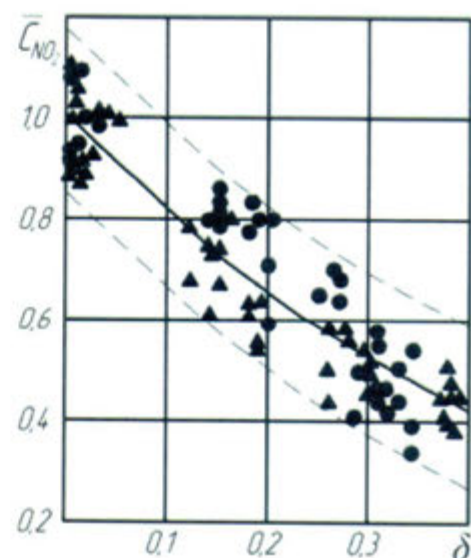


Рисунок 2.28 – Влияние условной доли вторичного воздуха δ на относительное снижение \bar{C}_{NO_x} при переходе с одноступенчатого на двухступенчатое сжигание газа на котлах ТГМ-94 и ТГМ-84:
 ● – ТГМ-94: $\bar{C}_{\text{NO}_x}^{\delta=0} = 680 \text{ мг/м}^3$;
 ▲ – ТГМ-84: $\bar{C}_{\text{NO}_x}^{\delta=0} = 340 \text{ мг/м}^3$;
 $D/D_0 = 0,9...1,0$; $\alpha_r = 1,02...1,14$

Простейшая схема двухступенчатого сжигания для промышленных и энергетических котлов работает с коэффициентом избытка воздуха в горелках $\alpha_r < 1,0$ при наличии специальных воздушных сопел, расположенных выше верхнего яруса горелок. При проектировании новых и реконструкции действующих котлов со схемой двухступенчатого сжигания важно правильно определить место ввода и количество третичного воздуха, чтобы получить возможно больший эффект, т.е. снижение выбросов оксидов азота с минимальными отрицательными последствиями для работы котла.

Технология двухступенчатого сжигания для котла БКЗ-210-140Ф Западно-Сибирской ТЭЦ разработана сотрудниками ВТИ [413]. В основном котел работал на кузнецких углях нескольких марок (от Д до СС), но большую часть времени поступал высокосольный промпродукт кузнецкого газового угля. Испытания котла после реконструкции топочной камеры показали [414], что его надежность не изменилась, показатели экономичности топочного процесса q_3 и q_4 остались примерно на прежнем уровне, а концентрация оксидов азота снизилась с 900 до 490...570 мг/м³. Позже технология двухступенчатого сжигания была внедрена еще на ряде котлов, сжигающих газ, мазут, бурые и каменные угли.

Эффективность подавления образования оксидов азота при ступенчатом сжигании топлив существенно зависит от режимных условий. При сжигании природного газа минимальный выход оксидов азота наблюдается при избытках воздуха в восстановительной и окислительной зонах, соответственно равных $\alpha_{в}/\alpha_{ок} = 0,75/1,35$. В свою очередь, наибольшее снижение выбросов NO при нестехиометрическом сжигании мазута имеет место при величинах избытков воздуха в восстановительном и окислительном факеле $\alpha_{в}/\alpha_{ок}$, равных 0,8...0,85/1,3...1,25. Одновременно обеспечиваются достаточно благоприятные температурные и концентрационные (по O₂) условия дожигания топлива почти без увеличения химического недожога, который не превышает допустимых значений для газо-мазутных котлов ($q_3 \leq 0,15\%$).

Нестехиометрическое сжигание дает больший эффект снижения выбросов NO_x при работе на природном газе, чем при работе на мазуте и угле. Причиной этого являются “топливные” оксиды азота, образование которых подавляется в меньшей степени, чем “термических” NO_x, поскольку имеет место только в пределах восстановительной зоны.

САФ ВНИИпромгаза, как отмечается в [410], предложил кинетическое уравнение брутто-реакции образования NO в зоне максимальной температуры факела при двухступенчатом сжигании газа в котлах

$$C_{NO} = 2 \cdot 10^{-12} \int_{\tau_1}^{\tau_2} C_{O_2}^{0,9} C_{N_2}^{0,8} \exp\left(-\frac{69000}{T_\phi}\right) d\tau, \quad (2.56)$$

где τ_1 и τ_2 начальный и конечный моменты пребывания дымовых газов в зоне максимальных температур, с; C_{O_2} , C_{N_2} , T_ϕ – переменные значения концентраций кислорода (%), азота (%) и температуры (К), зависящие от τ .

Относительное снижение генерации оксидов азота при переходе с одно- на двухступенчатое сжигание газа (рисунок 2.28), в [410] предложено оценивать по формуле

$$\bar{C}_{NO_x} = \frac{C_{NO_x}^{\delta > 0}}{C_{NO_x}^{\delta = 0}} = \exp(-2,15\delta), \quad (2.57)$$

где δ – условная доля вторичного воздуха (или избыток воздуха) на верхнем ярусе горелок.

На рисунке 2.29 [398] показано сравнительное изменение концентраций и температуры продуктов сгорания по длине газового факела котла ТГМ-94 с двухярусным расположением горелок при одноступенчатом и двухступенчатом сжигании.

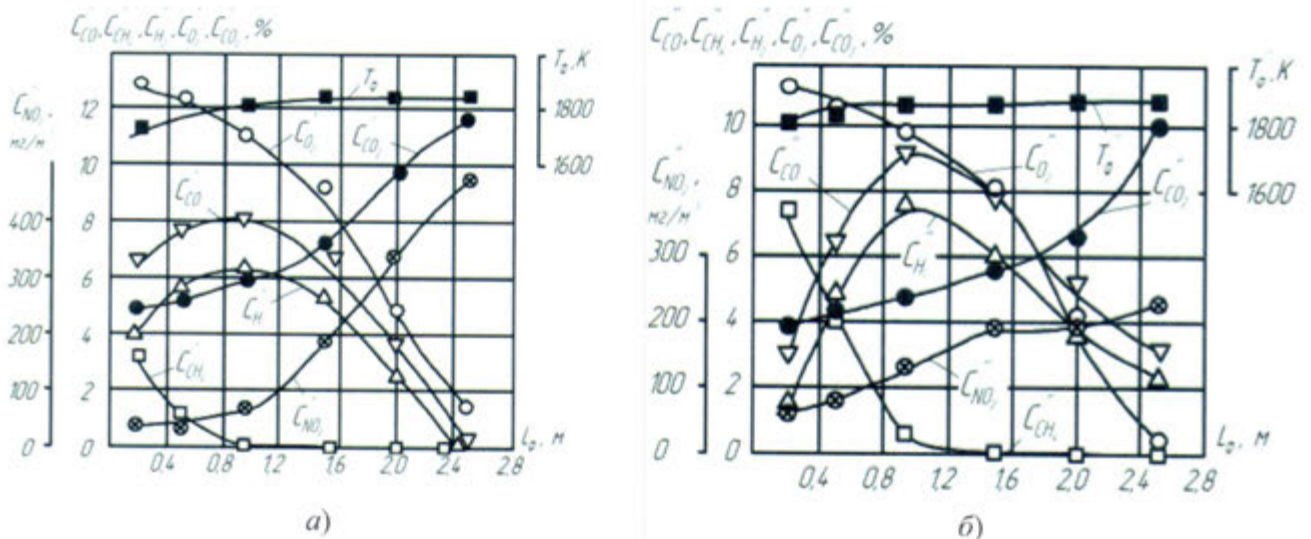


Рисунок 2.29 – Изменение концентраций и температуры продуктов сгорания по длине газового факела котла ТГМ-94 [398]:

a – при одноступенчатом сжигании; *b* – при двухступенчатом сжигании

При переходе с одно- на двухступенчатое сжигание газа в нижний ярус горелок подается избыток топлива ($\sim 14\%$), где вследствие снижения концентрации кислорода C_{O_2} , уменьшается степень выгорания топлива. Температура факела при этом остается примерно такой же, как и при одноступенчатом сжигании. Горение богатой топливовоздушной смеси идет при высокой температуре $T_{\phi} = 1811 \dots 1884 \text{ К}$, недостатке кислорода и на расстоянии $L_{\phi}/d_a = 3,0$, C_{O_2} близко к нулю, что приводит к меньшему образованию NO_x . Таким образом, на первой ступени горения решающими факторами, влияющими на торможение образования NO_x , являются не температура факела, а недостаток кислорода и наличие продуктов недожога (CO , H_2 , CH_4), участвующих в восстановлении образовавшегося NO . В верхнем ярусе (куда топливо подается с недостатком $\sim 28\%$) вследствие избытка кислорода степень выгорания топлива выше, а температура факела на $70 \dots 150 \text{ К}$ ниже, чем при одноступенчатом сжигании, что и определяет меньшие концентрации NO_x . Следовательно, на второй ступени решающим фактором, влияющим на уменьшение образования NO_x , является снижение температуры факела.

При оптимальной организации двухступенчатое сжигание позволяет в $\sim 1,5$ раза снизить выбросы NO_x [105...107, 374, 390, 391, 406...414]. К недостаткам двухстадийного сжигания относятся повышенное содержание CO в продуктах сгорания и необходимость осуществления специальных мероприятий по дожиганию CO в конце топки.

В конце 1970-х – начале 1980-х годов почти одновременно в США и Японии началось исследование новой технологии факельного сжигания, рассчитанной на подавление оксидов азота, которая получила название **“reburning – process”** (повторное сжигание). Сущность этой технологии, известной у нас как метод трехступенчатого сжигания, заключается в интенсификации процесса восстановления оксида азота NO углеводородами, возможно, азотсодержащими радикалами, образующимися в зонах горения с недостатком окислителя. Технология сжигания, реализующая этот метод, состоит в том, что в основные горелки котла подается $80 \dots 90\%$ топлива с обычно применяемым избытком воздуха, обеспечивающим стабильное воспламенение и эффективное горение. Остальное топливо (предпочтительно в виде природного газа или другого высокорреакционного топлива) подается в дополнительные горелки с большим недостатком воздуха, чтобы после его смешения с продуктами сгорания основного факела коэффициент избытка воздуха снизился до $0,9 \dots 0,95$. Еще выше располагают сопла для ввода третьего воздуха, необходимого для завершения топочного процесса.

Влияние нагрузки на образование NO_x проявляется следующим образом. Снижение нагрузки парогенератора приводит к практически линейному уменьшению количества NO_x , что объясняется прежде всего меньшей температурой в зоне горения [392, 407].

Усовершенствованные горелочные устройства с пониженным образованием вредных веществ являются одним из наиболее экономичных методов по снижению выбросов NO_x , сажи и канцерогенных веществ. Горелочные устройства с пониженным образованием токсичных продуктов сгорания можно разделить на следующие типы: с затянутым смесеобразованием, с рециркуляцией продуктов сгорания, со ступенчатым сжиганием топлива, многофакельного типа и др. [105, 106, 123, 203...212, 390, 407, 415...417]. Как правило, с их помощью удается улучшить процессы выгорания топлива, увеличить К.П.Д. и повысить надежность работы котлов.

Исследования работы горелок двухстадийного сжигания на котлах ПТВМ [106] позволили получить расчетную зависимость для оценки снижения генерации оксидов азота:

$$\eta = \frac{\text{NO}_x - \text{NO}_x^{\text{дв}}}{\text{NO}_x} 100 = \left[1 - \left(\frac{1}{1 + \alpha_1 / \alpha_{II}} \right)^3 \right] 100, \% \quad (2.58)$$

где α_1 , α_{II} – коэффициенты избытка воздуха в первой и второй ступенях.

Применительно к камерам сгорания газотурбинных установок (ГТУ), предварительное смешение топлива и окислителя возможно организовать путем создания специальной конструкции камеры горения. В лаборатории камер сгорания ГТУ Центрального котлотурбинного института им. И.И. Ползунова совместно с Ленинградским металлическим заводом при участии автора настоящей работы разработана новая двухзонная конструкция камеры сгорания с предварительным смешением [418] в том числе варианты ее оформления, и проведены расчеты основных узлов. Разработаны методика, алгоритм и программа расчета двухзонных камер сгорания. Проведенные расчеты показали, в сравнении с существующим вариантом использование предлагаемой камеры сгорания в составе ГТУ ГТЭ-150 позволяет обеспечить снижение выбросов оксидов азота: от 340 до 55 мг/нм^3 при работе на жидком топливе и от 190 до 24 мг/нм^3 – на природном газе. Разработанная камера сгорания опробована и прошла испытания на крупномасштабном огневом стенде ЦКТИ им. И.И. Ползунова; в настоящее время она внедрена и эксплуатируется в составе ГТУ ГТЭ-150 на ГРЭС-3 Мосэнерго.

В топках, разделенных двухсветными экранами, уменьшение образования NO_x происходит в результате снижения максимальных температур в зоне горения путем интенсификации теплообмена в топке [106, 107, 419], таблица 2.1.

Таблица 2.1 – Зависимость образования NO_x от количества двухсветных экранов

Количество двухсветных экранов	1	2	3	4	5
$C_{(\text{NO}_x)_в} / C_{\text{NO}_x}$	1,0	0,75	0,59	0,51	0,445

Одним из методов снижения выхода оксидов азота при сжигании газа является **повышение светимости газового факела** (путем повышения содержания в нем твердых частиц углерода), что увеличивает теплоотдачу от факела [351, 420], но одновременно может повысить величину q_4 . Кроме того, принимая во внимание ограниченность запасов природного газа, а также ценовую ситуацию на топливном рынке, прямое сжигание газа в топках котлов оказывается крайне нежелательным.

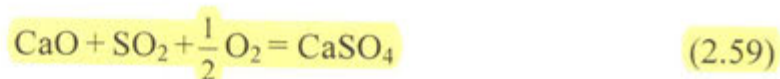
Значительное снижение выхода оксидов азота (на 20...50 %) можно обеспечить за счет **конструкции топочного устройства**. В ряде топок, таких как топка МЭИ с пересекающимися струями, γ -топка ВТИ, вихревая топка ЦКТИ, низкотемпературная вихревая топка (НТВ-топка) ЛПИ, это достигается благодаря специфической аэродинамической организации сжигания топлива [16, 28...40, 48...58, 107, 183, 210, 212, 214, 281, 421...429].

При сжигании твердого топлива в НТВ-топке [16, 25, 37, 49, 52, 281, 429 и др.] основной процесс горения протекает при коэффициенте избытка воздуха $\alpha < 1$ в условиях многократной циркуляции частиц топлива в нижней вихревой зоне (НВЗ), что интенсифицирует подвод окислителя к поверхности реагирующих частиц. Организация многократной циркуляции позволила перейти к сжиганию дробленого топлива, что дало возможность отказаться от системы пылеприготовления – дорогого и взрывоопасного элемента котельной установки. Сжигание дробленого топлива происходит с высокой эффективностью при полном исключении использования жидкого топлива для подсветки факела. При этом уменьшается температура газов в топочной камере и практически полностью решаются проблемы шлакования поверхностей нагрева, снижается вероятность протекания высокотемпературной коррозии экранов за счет уменьшения температурного уровня и концентрации кислорода в топке, снижаются концентрации вредных веществ в уходящих

газах. Предложенная схема была реализована на котле ПК-24 Иркутской ТЭЦ-10 (схема ЛПИ-ИТЭЦ-10) [95, 285...287], а дальнейшая длительная эксплуатация подтвердила ее высокую эффективность [285]. В нижней вихревой зоне НТВ-топки возможна установка внутритопочных ширм, позволяющих интенсифицировать отвод тепла от топочных газов [430]. Пониженный уровень температур в НТВ-топке практически полностью исключает генерацию “термических” оксидов азота [35, 77], в [431...435] отмечено разложение оксидов азота на поверхности горящих коксовых частиц, а многократная циркуляция топливных и золовых частиц приводит к связыванию оксидов серы минеральной частью топлива [181, 287, 292, 436].

Внутритопочная адсорбция оксидов серы при сжигании топлива в кипящем слое может быть организована путем введения в кипящий слой адсорбирующего вещества [292]. В качестве адсорбента может быть использован молотый известняк или доломит (CaCO_3 , MgCO_3). Известняк вступает в реакцию с сернистым ангидридом SO_2 при температуре 750...790 °С с образованием сернокислого кальция CaSO_4 , который легко удаляется из слоя вместе с золой. В результате выбросы SO_2 с дымовыми газами могут быть снижены на 90 % [358, 427, 428]. При сжигании в кипящем слое уменьшается также возгонка сульфатов щелочных металлов, что ослабляет высокотемпературную коррозию труб и отложения на них. Однако, как отмечается в работе [428], каталитическое действие известняка может привести к увеличению концентрации NO_x в уходящих газах. Так, рост молярного отношения Ca/S от 1,7 до 3,7 увеличивает выбросы NO_x от 200 до 400 ppm.

Динамика взаимодействия оксидов серы с компонентами золы топлива и сорбентом в НТВ топочной камере рассмотрена в работе [437]. В процессе реагирования твердой частицы CaO с газообразными SO_2 , частица считается шарообразной и пористой. Пористая структура вещества частицы CaO представлена в виде набора случайно перекрывающихся и случайно распределенных по размерам пор. Так как общая площадь поверхности всех пор много больше наружной поверхности частиц, не занятой порами, считается, что химическая реакция взаимодействия CaO с SO_2



идет только на внутренней поверхности пор, а объем образующегося CaSO_4 больше, чем объем исходного CaO . Схема конверсии в поре приведена на рисунке 2.30.

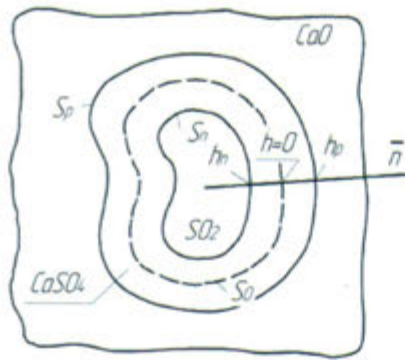


Рисунок 2.30 – Схема конверсии в поре S_p – реакционная поверхность (поверхность поры) в момент времени $\tau=0$; h_n и h_p – координаты соответственно поверхности поры и поверхности реагирования при $\tau=0$ и $h=0$; \bar{n} – нормаль к реакционной поверхности или поверхности поры

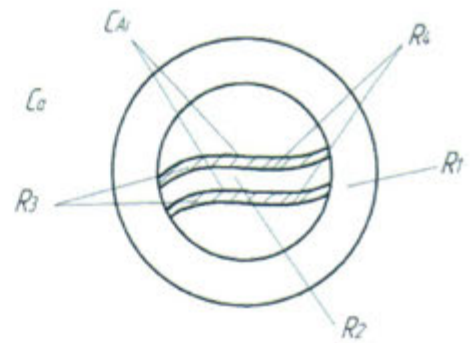


Рисунок 2.31 – Сопротивление при реагировании частиц CaO

При разработке данной модели ее авторами приняты следующие допущения:

реакция сульфатизации CaO имеет первый порядок по SO_2 и нулевой порядок по CaO и O_2 ;

в начальный период времени протекания реакции, движение S_p и S_n идет по нормали к поверхности поры, а затем по нормали к реакционной поверхности;

координаты поверхности поры и реакционной поверхности в каждый последующий момент времени определяются соответствующими координатами $h_n(\alpha)$ и $h_p(\alpha)$, где α – доля реагирования CaO в момент определения координат;

реакция протекает только на реакционной поверхности S_p (в слое образующегося продукта реакция не протекает);

слой продукта рассматривается как дополнительное диффузионное сопротивление для поступающего из свободного пространства поры к реакционной поверхности SO_2 ;

диффузия SO_2 идет по нормали к реакционной поверхности и поток SO_2 через слой продукта постоянен по толщине слоя.

С учетом принятых допущений уравнение для доли реагирования CaO записано следующим образом:

$$\frac{d\alpha}{d\tau} = \frac{c^* (1-\alpha) \sqrt{1-\psi \ln(1-\alpha)}}{1 + \frac{\beta}{2} (1-\alpha) \psi \sqrt{1-\psi \ln(1-\alpha)}}, \quad (2.60)$$

$$y = \int_{(1-Z)\alpha}^{\alpha} \frac{d\alpha'}{(1-\alpha')^2 [1-\psi \ln(1-\alpha')]} \quad (2.61)$$

где α – доля реагирования CaO; τ – безразмерное время; c^* – безразмерная концентрация SO₂ на реакционной поверхности; ψ – форм-фактор (параметр структуры пор); β – диффузионно-кинетический параметр; Z – параметр, учитывающий увеличение объема твердой фазы после реакции.

Начальные условия для решения уравнений (2.60, 2.61) имеют следующий вид: $\tau = 0$, $\alpha = \alpha_0$, $\Pi = \Pi_0$, $S = S_0$, где Π – пористость частицы CaO.

Изменение пористости частицы в ходе реакции учитывается уравнением:

$$\Pi = \Pi_0 - (Z-1)(1-\Pi_0)\alpha. \quad (2.62)$$

Безразмерная концентрация SO₂ на реакционной поверхности (c^*) вычисляется следующим образом

$$c^* = c_{A_i}/c_0, \quad (2.63)$$

где c_{A_i} – концентрация SO₂ на реакционной поверхности, кмоль/м³; c_0 – средняя концентрация SO₂ в объеме топки, кмоль/м³.

При определении концентрации SO₂ c^* на реакционной поверхности учитываются следующие основные сопротивления (рисунок 2.31):

- диффузионное сопротивление R_1 пограничного слоя частицы;
- диффузионное сопротивление R_2 в порах частицы CaO;
- диффузионное сопротивление R_3 слоя продукта реакции;
- кинетическое сопротивление R_4 поверхностной реакции.

Глубина реагирования α определялась путем численного решения уравнения (2.62). На каждом шаге интегрирования производилась количественная оценка указанных сопротивлений. Далее из четырех сопротивлений выбиралось то, значение которого было максимальным. Концентрация SO₂ на реакционной поверхности определялась с учетом только этого сопротивления, которое рассчитывалось из уравнения материального баланса потока вещества через реакционную поверхность, основываясь на предположении линейного изменения концентрации газовой реагенты по толщине слоя продукта, пограничного слоя частицы или по длине поры.

Результаты расчетов реагирования оксидов серы с CaO приведены на

рисунке 2.32 и удовлетворительно согласуются с данными работ [438...440]. Анализ протекания реакции сульфатизации показывает, что при высоких температурах (более 1200 К, но ниже 1470 К) реакция протекает в кинетической области.

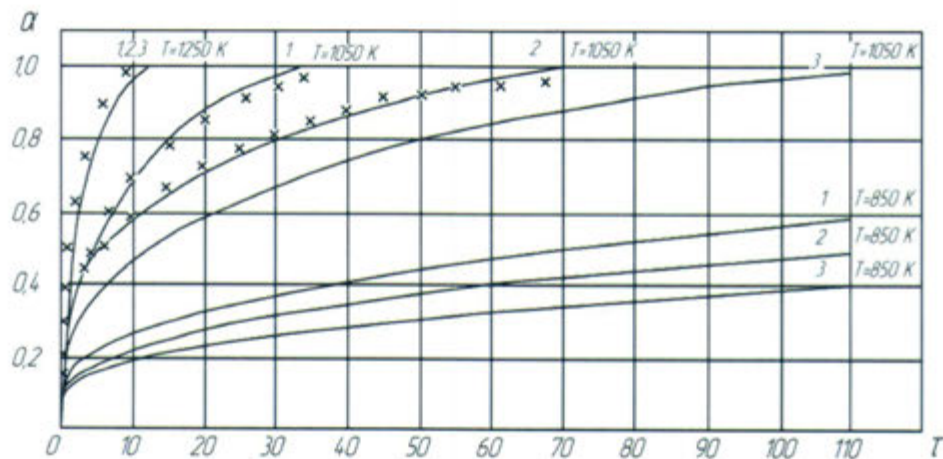


Рисунок 2.32 – Зависимости доли реагирования от времени для частиц CaO с диаметром 25 (1), 100 (2), 400 (3) мкм:

— — результаты расчетов; $\times \times \times \times \times$ — данные из работ [438...440]

Влияние диффузионного сопротивления слоя образующегося продукта и начального диаметра пор на скорость реакции проявляется при $\alpha > 0,9$. При $T \leq 1050$ К влияние слоя образующегося продукта начинает сказываться все сильнее. Так, при $T \leq 850$ К уже по достижении величины доли реагирования 0,4...0,5 слой продукта почти полностью блокирует реакцию. В области средних температур ($1200 \leq T \leq 900$ К) наблюдается существенное влияние начального диаметра пор на скорость протекания реакции. При одинаковой начальной пористости скорость реакции тем выше, чем меньше диаметр пор и, следовательно, больше количество пор в одной частице. При температурах частицы выше 1470 К реакция сульфатизации резко тормозится.

Расчеты показали, что величина доли реагирования существенно зависит от места и времени пребывания частиц в топке. Мелкие частицы, пребывая в нижней вихревой зоне, имеют большую глубину реагирования, нежели частицы более крупных размеров. Частицы, которые выпадают с провалом, целесообразно отправлять на домол с целью последующего повторного ввода в топку для увеличения их доли реагирования.

Расчеты сульфатизации частиц в газоходах котла показали, что реакция здесь протекает чрезвычайно медленно, что объясняется низкими температурами потока ($T \leq 950$ К) и малым временем нахождения частиц. Величина доли

реагирования за счет реакции в газоходах увеличивается не более, чем на 0,01.

Таким образом, эффективность $\eta_k^{SO_x}$ связывания оксидов серы минеральной частью в котле зависит от соотношения содержания серы S^r и кальция CaO в угле, от топочного устройства и температурного уровня топочного процесса.

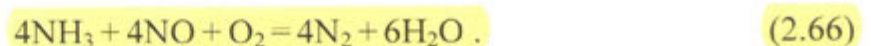
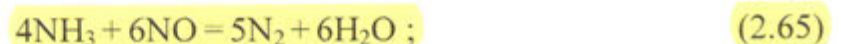
Для прогнозирования степени связывания оксидов серы в котле при пылеугольном сжигании в [441] предложено выражение, полученное с использованием экспериментальных данных УралВТИ:

$$\eta_k^{SO_x} = \frac{st}{(a_{SO} \cdot st + b_{SO})} 100, \% \quad (2.64)$$

где $st = CaO^d / 1,75S_d^t$ – соотношение содержания кальция и серы в угле; a_{SO} и b_{SO} – взаимосвязанные эмпирические коэффициенты, характеризующие топочное устройство. Для пылеугольного сжигания в прямоточном факеле $a_{SO} = 0,025$ и $b_{SO} = 0,086$.

Очистка продуктов сгорания от оксидов азота и серы. Проблемы очистки продуктов сгорания от оксидов азота и серы осложнены тем, что их концентрации в уходящих газах паровых котлов относительно невысоки (NO_2 не превышает 1,0...1,5 г/м³, а SO_2 – 0,1...0,3 % об.), а сами уходящие газы содержат примеси (золотые частицы, O_2 , CO и др.). Учитывая, что по санитарному законодательству России вредные воздействия от загрязнения атмосферы оксидами азота, серы и золотыми частицами суммируются (принцип “суммации”) [105, 107], наиболее перспективными следует считать методы очистки газов, позволяющие обеспечить одновременное снижение выбросов NO_x и SO_x .

При высокотемпературном бескаталитическом восстановлении оксидов азота в качестве газа-восстановителя используется аммиак, который вводится в поток продуктов сгорания [442]. Процесс восстановления NO до N_2 наиболее эффективно протекает в температурном диапазоне $T = 1200...1300$ К (рисунок 2.33) в присутствии избыточного кислорода по реакциям:



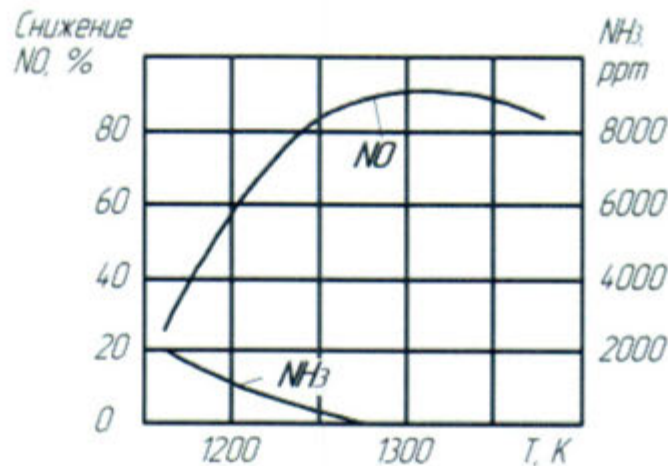
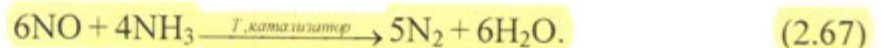


Рисунок 2.33 – Влияние температуры продуктов сгорания на процесс безкаталитического разложения NO в N₂

Максимальная степень очистки дымовых газов составляет 70...80 % при молярном соотношении $\beta = \text{NH}_3/\text{NO} = 1$ [105]. Недостатком метода является необходимость качественного перемешивания вводимого аммиака с продуктами сгорания в месте ввода NH₃ для избежания выброса аммиака в атмосферу.

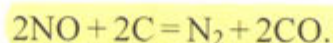
Каталитическое восстановление оксидов азота с помощью аммиака протекает в температурном диапазоне 600...700 К, в основе которого лежат интегральные реакции типа [443]



Этот метод в меньшей степени зависит от температуры, чем предыдущий. В качестве катализатора используются оксид титана или ванадия. Аммиак вводится в дымовые газы перед катализатором ($\beta = 0,6...1,0$). Метод отличается высокой эффективностью. При правильной организации процесса концентрация NO может быть снижена на 80...90 %. Недостатки метода – высокие капитальные затраты, связанные со стоимостью катализатора, и ограниченный срок службы катализатора (1...3 года) в результате его отравления под воздействием серного ангидрида SO₃, присутствующего в дымовых газах. Дополнительной проблемой является забивание воздухоподогревателя или решетки самого катализатора бисульфатом аммония в случае проскока аммиака.

Эффективным оказалось **каталитическое обезвреживание** дымовых газов котлоагрегатов от оксидов азота с помощью **алюмохромового катализатора** при процессе дожигания органических примесей в выбросных газах (H₂ + CO) [444, 445]. Однако из-за высокой стоимости катализатора этот метод не нашел широкого применения.

Восстановление оксидов азота на полукоксе (или активированном угле) по данным Е.С. Головиной, О.В. Никитиной, В.И. Гусевой и др. [78, 431...435, 446, 447] дает возможность выделить из дымовых газов до 80...90 % NO. Особенно активным является только что образовавшийся полукокс, имеющий на поверхности много активных центров, возникших при разрушении структуры угля в процессе выделения летучих. При этом протекает реакция (1.6)



В работе [433] отмечается, что при температуре $T < 450 \text{ K}$ основным процессом является хемосорбция, а при $T \geq 450 \text{ K}$ – восстановление NO на полукоксе с образованием газообразных продуктов N_2 , CO, CO_2 . В опытах [435] для изучения процесса восстановления NO на углеродном материале дымовые газы продувались через слой полукокса ирша-бородинского угля с диаметрами частиц 0,7...2,0 мм со скоростью 0,12 и 0,60 м/с при температуре 300...600 °С. Высота слоя менялась от 50 до 250 мм. Степень восстановления NO составила 85 %. Недостаток метода – снижение восстановительной активности полукокса уже через 30...35 часов эксплуатации. Это может привести к достаточно высоким эксплуатационным расходам. Для ликвидации этих недостатков может быть использован регенератор азота, предложенный авторами работы [95], где на поверхности коксовой пористой крошки (КПК) с удельной поверхностью пор около $100 \text{ м}^2/\text{г}$, генерируемой НТВ-топкой, будет проходить аналогичная реакция разложения оксидов азота (схему экологически чистой котельной установки ЭЧКУ см. в приложение 3).

Озонно-аммиачный метод одновременной очистки дымовых газов от SO_2 и NO_x (известный за рубежом как процесс Уолтера) в настоящее время прошел в России стадию полупромышленного опробования [382, 443, 448]. Метод заключается в том, что в уходящие дымовые газы вводится сильный окислитель – озон, который окисляет низшие малореакционноспособные оксиды серы и азота (SO_2 и NO) до высших (SO_3 и N_2O_5), хорошо поглощаемых водой и водными растворами. Получаемый в процессе очистки газов раствор кислот затем нейтрализуется аммиаком. Конечным продуктом процесса очистки дымовых газов является жидкая смесь сульфатов и нитратов аммония, которая служит высококачественным удобрением (безотходная технология). Полупромышленные испытания показали, что при расходе озона $0,4 \text{ г}/\text{м}^3$ эффективность очистки продуктов сгорания достигает по оксидам серы около

90 %, а по оксидам азота – 75 % [448]. Недостатки метода – большие затраты энергии для получения озона из воздуха (1,16 кВт·ч/кг), возможность коррозии и забивания установок. Реализация метода приводит к снижению температуры уходящих газов до 50...60 °С, поэтому необходим их подогрев перед поступлением в дымовую трубу, что также потребует дополнительных затрат энергии и капитальных затрат.

Электроннолучевая обработка позволяет очищать дымовые газы одновременно от оксидов азота и серы. В результате облучения очищаемого газа потоком электронов образуются активные атомы и радикалы. Последние реагируют с NO_x и SO_x , образуя нитраты и сульфаты [444, 449...451]. Метод прошел испытания на экспериментальных установках; эффективность очистки по данным [452] составляет: 80 % по NO_x , 90 % по SO_2 . Преимуществами метода являются высокая скорость протекания процессов очистки и получение порошкообразной смеси удобрений $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_2$ и NH_4NO_3 , а недостатком – большой расход энергии для получения электронного пучка [452].

В большинстве стран с высоким уровнем развития промышленности **десульфуризация (сероочистка) отходящих газов** стала отраслью хозяйства со значительными капиталовложениями, управленческим, научно-техническим и производственным аппаратом, с законодательствами, нормативами в области проектирования и эксплуатации установок очистки газов от оксидов серы. На рисунке 2.34 приведена классификационная схема процессов десульфуризации отходящих промышленных газов, а в таблице 2.2 – классификация установок сероочистки [453].

Для связывания диоксида серы из дымовых газов предложено более 400 методов, основанных на различных физических и химических принципах:

химическом связывании с образованием регенерируемых и нерегенерируемых отходов;

конверсии диоксида серы в триоксид в газовой фазе с помощью катализаторов или специальных электрических разрядов;

селективной сорбции твердыми веществами (активированный уголь, цеолит, смолы) с последующей регенерации сорбентов;

селективной жидкофазной сорбции специальными органическими жидкостями;

жидкофазном каталитическом восстановлении диоксида серы до элементарной серы.

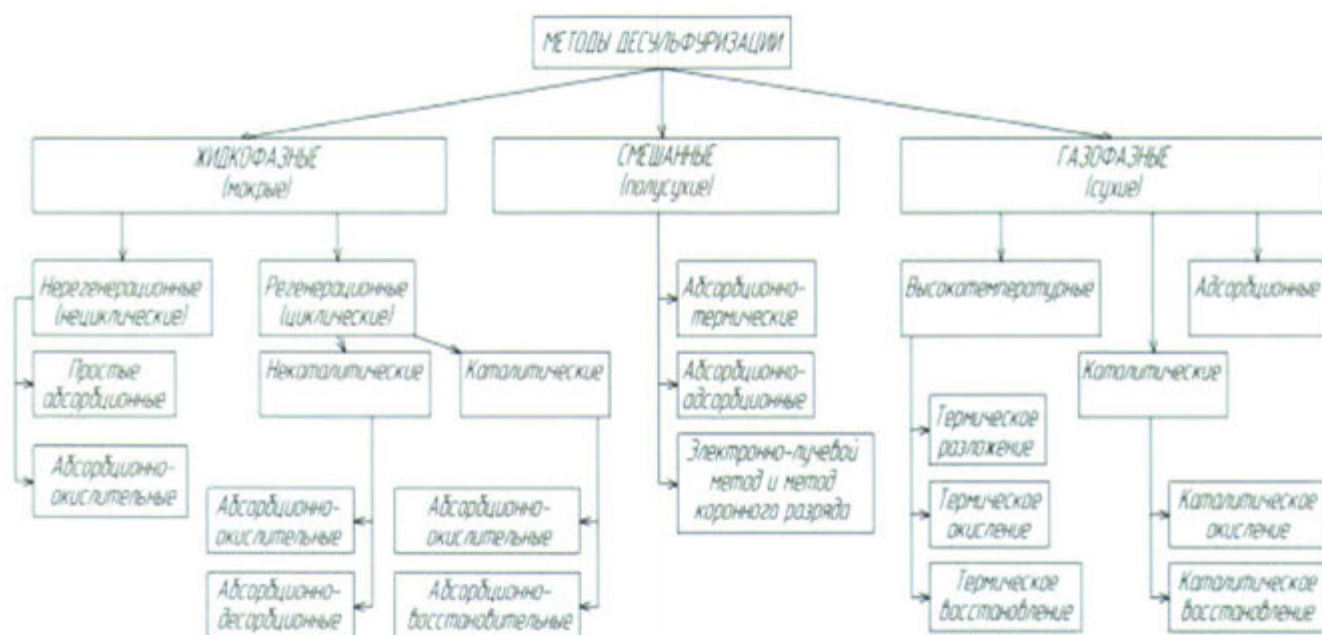


Рисунок 2.34 – Классификационная схема процессов десульфуризации отходящих промышленных газов [453]

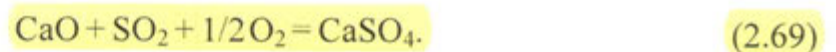
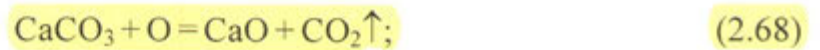
Таблица 2.2 – Классификация установок сероочистки

Кратность использования реагента	Степень улавливания SO ₂ , %	Агрегатное состояние реагента и отходов	Длительность работы установки сероочистки	Совмещение с котлом или другим оборудованием
Регенеративные (многократное использование)	10...35	Сухие (реагент и отход в сухом виде)	Постоянная работа	Совмещенные с котлом
	35...70	Мокро-сухие (реагент в жидком виде, отход – в сухом виде)		Совмещенные с золоуловителем
Нерегенеративные (однократное использование)	> 70	Мокрые (реагент и отход в виде суспензии или раствора)	Периодическая работа	Специальные аппараты

В производстве освоено около 20 промышленных технологий по удалению SO₂ с приемлемыми технико-экономическими показателями, основное место среди них занимают технологии с использованием кальцита и извести: сухая известняковая; мокрая известняковая; мокрая известковая; мокро-сухая известковая. К регенеративным технологиям относятся: аммиачно-циклическая; магнезитовая циклическая; двойная щелочная.

Сухие методы сероочистки основаны на вводе в дымовые газы сухого реагента в тонко диспергированном виде. Существуют два направления сухой сероочистки: 1) получение реагента из вводимого в дымовые газы вещества с последующим его взаимодействием с диоксидом серы дымовых газов; 2) ввод в дымовые газы готового реагента, который сразу же начинает связывать диоксид серы. К первому типу относится известняк, который сначала кальцинируют путем термического обжига за счет тепла дымовых газов, после чего он начинает взаимодействовать с диоксидом серы. Ко второму типу относятся известь и сода.

Основными химическими реакциями при использовании **сухой известняковой очистки** являются:



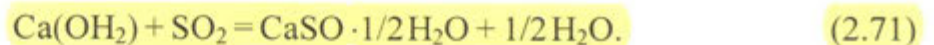
Для связывания оксидов серы размолотый известняк подают в зону топочной камеры с температурой 1000...1100 °С, где частицы известняка разлагаются с образованием активной извести и за счет выделения CO_2 становятся пористыми и рыхлыми, что обуславливает большую поверхность контакта с дымовыми газами. Известь взаимодействует с SO_2 начиная с температуры газов порядка 850 °С, а при температуре примерно 500 °С связывание диоксида серы прекращается и летучая смесь золы с отходами сероочистки уходит с дымовыми газами в золоуловитель. В результате реакции образуется безводный гипс (ангидрид).

В работе [454] представлены результаты лабораторных и опытно-промышленных исследований (просыпка цеолитов в конвективную шахту котла БКЗ-220-100 ст. №6 Читинской ТЭЦ-1) по оценке способности к сорбированию оксидов серы природными цеолитами Шивыртуйского месторождения. На основании анализа результатов сделаны выводы о зависимости концентрации SO_2 в уходящих газах от следующих факторов: относительного расхода сорбента; содержания серы в исходном топливе; от предельной величины сорбционной емкости природных цеолитов. После обработки опытных данных предложена зависимость для определения массового выброса SO_2 с дымовыми газами после их взаимодействия с природными цеолитами:

$$M_{\text{SO}_2} = (M_{\text{SO}_2}^0 - M_{\text{SO}_2}^k) \exp\left(-\left(\frac{b_c}{0,32S^r}\right)^2\right) + M_{\text{SO}_2}^k, \quad (2.70)$$

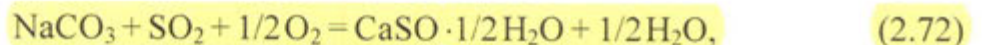
где b_c – относительный расход природного цеолита, вводимого в конвективную шахту котла, кг/кг у.т.; S^r – содержание серы в рабочей массе топлива, %; M_{SO_2} – концентрации SO_2 в продуктах сгорания после взаимодействия с природными цеолитами, г/с; $M_{\text{SO}_2}^k$ – установившийся массовый выброс SO_2 , когда дальнейшее повышение подачи цеолита не дает дальнейшего снижения концентрации SO_2 , г/с; $M_{\text{SO}_2}^0$ – массовый выброс SO_2 при отсутствии подачи цеолита, г/с.

При использовании **сухой известковой технологии**, размолотая негашеная (CaO) или гашеная (Ca(OH)_2) известь вводится в зону котла с температурой примерно 850°C , где связывание диоксида серы происходит по реакциям (2.69) и (2.71):



В зависимости от применяемой извести получают безводный или полуводный гипс.

Сухая содовая технология применима так же, как и известь (с большим достигаемым эффектом улавливания SO_2), и происходит по реакции



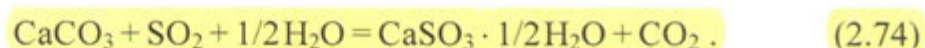
которая протекает только на поверхности вещества, что требует тонкого помола реагента.

Еще одним примером адсорбционной очистки от оксидов серы может служить метод Бергбау-Форшунг (Германия) [453]. Метод основан на связывании диоксида серы активированным коксом и его окислении до триоксида серы кислородом, который, взаимодействуя с водяным паром, связывается в серную кислоту. Содержащий серную кислоту активированный кокс проходит регенерацию для повторного использования (рисунок 2.35). Стадия регенерации может быть осуществлена по двум вариантам. В первом варианте регенерация осуществляется промывкой кокса водой с получением разбавленной серной кислоты (рисунок 2.35, *a*). Насыщенный серной кислотой уголь обрабатывается водой в промывочной трубе, откуда потоком воды по транспортеру подается к верхней части реактора, где регенерированный

адсорбента, используемого для улавливания диоксида серы. Продуктами утилизации могут быть элементарная сера, жидкий диоксид серы, серная кислота.

Недостатком метода являются высокие затраты капитальные и на приобретение кокса.

Известняковый и известковый методы включают в себя несколько вариантов **мокрой очистки** с использованием извести $\text{Ca}(\text{OH})_2$ или известняка CaCO_3 [106, 455...459]. В основе процессов лежат химические реакции



В обоих процессах шлам, состоящий из продуктов реакции, летучей золы и непрореагировавших компонентов, после обезвоживания удаляется и может быть использован в строительстве. Эффективность улавливания SO_2 составляет 85...90 %, при работе на топливе с $S' = 3,5...4,0$ % [390, 458]. К числу преимуществ установок данного типа относятся: высокая надежность, сравнительно **невысокие капитальные и эксплуатационные затраты** (2,5...3,5 % от выработки энергии) и возможность снижения выбросов летучей золы [459, 460]. Одна из последних модификаций данного метода – двухступенчатый процесс KRC – разработана фирмой Knauf-Research-Cottrell. Достоинством процесса KRC является высокая степень сероулавливания (95 %), низкие затраты электроэнергии (0,9 %) и получение гипса в качестве конечного продукта.

Регенерационные абсорбционные методы десульфуризации основаны на применении сорбентов оксидов металла – магния, бария, меди и марганца [453]. При использовании магнезитового метода (рисунок 2.36) газы, содержащие SO_2 , обрабатываются поглотительным раствором с оксидом магния, образуя сульфит магния, после чего абсорбент, содержащий сульфит магния, смешивают с углеродсодержащим веществом. Полученную смесь нагревают до 200...400 °С в регенерационном аппарате с освобождением концентрированного SO_2 (более 10 %) для последующей переработки в серную кислоту, а оксид магния возвращают в процесс. С целью удешевления процесса в качестве углеродсодержащего вещества используют угольную пыль или смесь оксида углерода с воздухом. На выходе из установки получают ценные продукты (серная кислота, жидкий диоксид серы или элементарная сера).

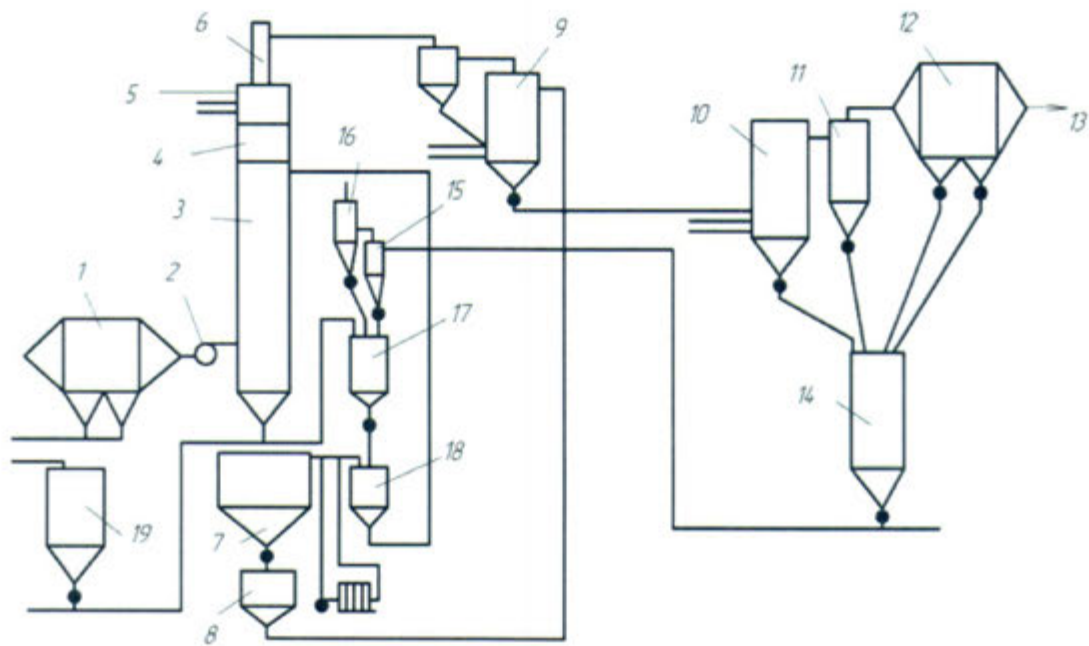


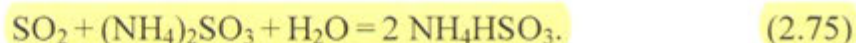
Рисунок 2.36 – Принципиальная технологическая схема очистки дымовых газов от диоксида серы магнезитовым методом [453]:

1 – золоуловитель; 2 – дымосос; 3 – скруббер; 4 – брызгоуловитель; 5 – подогреватель очищенных газов; 6 – дымовая труба; 7 – сгуститель для удаления кристаллов сульфата магния; 8 – фильтр; 9 – сушилка; 10 – печь обжига; 11 – механический пылеотделитель; 12 – электрофильтр для очистки газов, идущих на производство серной кислоты; 13 – газы на сернокислотный завод; 14 – силос оборотного оксида магния; 15 – циклон пневмотранспортной линии оксида магния; 16 – рукавный фильтр; 17 – емкость для приготовления суспензии оксида магния; 18 – сборник циркуляционного раствора; 19 – бункер свежего оксида магния

Преимущества **мокро-сухих** систем перед мокрыми заключаются в возможности использования более дешевых конструкционных материалов, меньшем расходе воды, более простых эксплуатации и ремонте. С другой стороны, стоимость реагента в мокро-сухих системах обычно выше, а степень улавливания SO_2 ниже (на единицу расходуемого сорбента), чем в мокрых.

Абсорбционно-термические методы заключаются в тонком распылении высокоактивного абсорбента (суспензия тонкоизмельченной извести, раствор соды, раствор гидроксида натрия и т.п.) в потоке горячего очищаемого газа. При этом с очисткой газов от диоксида серы происходит полное испарение влаги из абсорбента за счет тепла дымовых газов. Часть воды переходит в твердую фазу в виде кристаллогидратов сульфата и сульфита кальция. Образующиеся сухие соли отделяют в электрофильтре или рукавном фильтре.

Аммиачно-циклический метод основан на поглощении SO_2 из охлажденных до 303...308 К продуктов сгорания сульфатом аммония [461]:



Полученный раствор бисульфата подается в регенератор, в котором при нагреве до кипения из раствора выделяется SO_2 . После охлаждения раствор снова возвращается в цикл. Степень очистки газов составляет 80...95 % при достаточно высоких удельных капитальных вложениях.

Абсорбционно-адсорбционные методы отличаются дополнительной стадией – адсорбцией сопутствующих SO_2 примесей, таких, как HCl , HF , диоксинов и т.п.

Электронно-лучевые методы рассмотрены выше в качестве технологий одновременной очистки как от оксидов азота, так и от оксидов серы.

Технологические схемы очистки уходящих газов ТЭС от оксидов серы и азота подробно рассмотрены в [380].

Таким образом, для очистки дымовых газов от диоксида серы наиболее распространены абсорбционные методы с применением прежде всего известняка и извести. В целом на долю таких методов приходится до 3/4 всех действующих установок сероочистки, а их эффективность составляет порядка 90 %. Для очистки дымовых газов при сжигании малосернистых углей все больше распространение получает распылительная абсорбция, исключая жидкие стоки при сероочистке. Эта технология позволяет добиться эффективности улавливания диоксида серы на уровне 70...80 %. Наряду с массовым использованием традиционных методов, в последнее время начинают находить промышленное применение методы сероочистки, позволяющие получать товарные продукты (сера, серная кислота, сульфат аммония).

2.2.2 Модели генерации оксидов азота и серы при горении топлива и их анализ

В расчетах окисления атмосферного азота воздуха при горении наибольшее распространение получила теория, предложенная Я.Б. Зельдовичем, П.Я. Садовниковым, Д.А. Франк-Каменецким [333], описываемая уравнениями (2.4)...(2.7). Окисление азота идет под воздействием высоких температур при диссоциации молекулы кислорода воздуха:



3 МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ГЕНЕРАЦИИ И ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ВРЕДНЫХ ВЕЩЕСТВ ПРИ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОМ ВИХРЕВОМ СЖИГАНИИ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА

3.1 Модель процесса горения твердого топлива в низкотемпературной вихревой топке. Концепция. Основные положения

В связи с созданием и внедрением в энергетику России крупных теплоэнергетических установок с высокими параметрами пара, усложнением их технологических схем и режимов эксплуатации, повышением требований к их экономичности, надежности и экологическим показателям с одновременным вовлечением в топливный баланс отечественной энергетики все более широкой гаммы низкосортных топлив на стадии проектирования остро проявляется необходимость выполнения сложных расчетных исследований, которые невозможно провести в короткие сроки без применения современных компьютеров и методов математического моделирования [503...508]. Необходимость решения аналогичных задач в полной мере относится и к топочному оборудованию ТЭС [509, 510], что делает использование методов математического моделирования при проектировании топков котельных агрегатов весьма перспективным. Означенный подход позволяет рассматривать объект в реальном масштабе, в короткие сроки изменять геометрию топки, характеристики топлива, ориентацию действия горелочных струй и их параметров, оперативно производить оценку влияния сделанных изменений на эффективность работы энергетического оборудования, его экологические показатели [511, 512]. С развитием компьютерной техники появилась возможность вводить в рассмотрение все большее число определяющих факторов и оценивать их влияние на интенсивность образования загрязнителей и на топочный процесс в целом. В последние десятилетия в мировой практике при создании новой котельной техники все более широко используются методы математического моделирования, модели и программы для экспертных расчетов процессов в топке, позволяющие оценить эффективность и влияние различных технических и режимных факторов. Это значительно снижает трудоемкость и повышает надежность обоснования технических решений. Такой подход особенно необходим при разработке новых технологий сжигания и оптимизации топочных процессов.

В общем случае система дифференциальных уравнений, описывающих топочный процесс в низкотемпературной вихревой топке, включает в себя уравнения изменения температуры газового потока и частиц топлива, испаре-

ния влаги, выхода и горения летучих веществ, выгорания углерода кокса, движения и термо-пневморазрушения горящих частиц с учетом переменности во времени их размера и массы и может быть записана следующим образом:

$$\begin{aligned} \frac{dT_r}{d\tau} &= \frac{\alpha_0 a_\phi S_c}{V_{cm} c_{cm}} (T_{cp}^4 - T_r^4) + \frac{Q_{\lambda}}{V_{cm} c_{cm}} \frac{dC_{\lambda}^r}{d\tau} - \frac{6Nu \lambda_r}{V_{cm} \delta_0^2 \rho_q c_{cm}} (T_r - T_q) + \frac{c_{\lambda} T_q}{V_{cm} c_{cm}} \frac{dC_{\lambda}^b}{d\tau} + \frac{c_{вл} T_q}{V_{cm} c_{cm}} \frac{dW}{d\tau}; \\ \frac{dT_q}{d\tau} &= \frac{\alpha_0 a_q \varphi}{\delta_0^2 \rho_q c_q} (T_{cp}^4 - T_q^4) + \frac{6Nu \lambda_r}{\delta_0^2 \rho_q c_{cm}} (T_r - T_q) - \frac{c_{\lambda} T_q}{c_q} \frac{dC_{\lambda}^b}{d\tau} - \frac{(r - c_{вл} T_q)}{c_q} \frac{dW}{d\tau}; \\ \frac{dW}{d\tau} &= - \frac{6Nu \lambda_r (T_r - T_m) W^m}{\delta_0^2 \rho_q r (A - \beta W^m)}; \\ \frac{dC_{\lambda}^b}{d\tau} &= C_{\lambda}^r \left(1 - \frac{C_{\lambda}^b}{C_{\lambda}^r} \right) k_{0\lambda}^b \exp(-E_{\lambda}^b / RT_q); \\ \frac{dC_{\lambda}^r}{d\tau} &= (C_{\lambda}^b - C_{\lambda}^r) k_{0\lambda}^r \exp(-E_{\lambda}^r / RT_r); \\ \frac{dG}{d\tau} &= \frac{k \alpha_{\lambda}}{k + \alpha_{\lambda}} \frac{6MG}{\rho_k \delta_{0k}} \left(\frac{p}{RT} \right) \frac{0,21\alpha V^0 - 0,21V_k^0 (G_{\lambda} - G)}{V_r}; \\ m_q \frac{d\vec{V}_q}{d\tau} &= \sum_{i=1}^k \vec{P}_i + (\vec{W}_p - \vec{V}_q) \frac{dm_q}{d\tau}, \end{aligned} \quad (3.1)$$

где Nu – критерий Нуссельта; λ_r – коэффициент теплопроводности газов; ρ_q – плотность топливных частиц; c_{λ} и $c_{вл}$ – теплоемкость летучих и водяных паров; c_{cm} – средняя теплоемкость смеси; σ_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела; a_ϕ – степень черноты топочных газов; S_c – поверхность струи, отнесенная к одному килограмму сухой пыли; T_q – температура частиц топлива; C_{λ}^b и C_{λ}^r – количество выделившихся и сгоревших летучих; W – количество испарившейся из частиц влаги; c_q – теплоемкость частиц топлива; a_q – степень черноты частиц; φ – коэффициент облучения частиц; r – теплота испарения воды; R – универсальная газовая постоянная; C_{λ}^r – концентрация сгоревших летучих; $k_{0\lambda}^r$ и E_{λ}^r – предэкспоненциальный множитель и энергия активации горения летучих; T_m – температура мокрого термометра; A , β , m – кинетические коэффициенты сушки частиц; ρ_k – плотность коксовых частиц; α – коэффициент избытка воздуха; V^0 и V_k^0 – теоретические количества воздуха, необходимые для сгорания соответственно 1 кг топлива и 1 кг кокса; G_{λ} – начальная

масса кокса; $\delta_{0к}$ – начальный размер коксовых частиц; k – константа скорости горения углерода кокса; α_d – коэффициент диффузионного обмена; p – парциальное давление; m_c – масса топливной частицы; \vec{V} – скорость частицы; \vec{P}_i – силы, действующие на частицу в потоке; W_p – реакция отбрасываемых масс.

Начальные условия для системы (3.1): $\tau = 0$; $T_r = T_{см}$; $T_c = T_{ч.0}$; $C_{л}^B = 0$; $C_{л}^r = 0$; $W = W_{н}$; $\rho_c = \rho_{ч0}$.

Для анализа процессов генерации и преобразования вредных продуктов горения в НТВ-топке систему уравнений необходимо дополнить зависимостями генерации оксидов азота и серы, учитывая процессы взаимодействия оксидов азота с углеродом кокса, а оксидов серы – с компонентами CaO и MgO минеральной части топлива или вводимыми присадками.

Сложность процесса горения полифракционного топлива в НТВ-топке (особенно горения дробленого топлива) и невозможность решения единой системы дифференциальных уравнений, приводят к необходимости разделять процесс на отдельные блоки, включая: сложную аэродинамику НТВ-топки; стадийный процесс горения частиц топлива полифракционного состава; их разрушение под воздействием высоких температур и ударных напряжений; генерацию и разложение оксидов азота в процессе многократной циркуляции; реагирование оксидов серы с компонентами CaO и MgO золы топлива или присадок.

3.1.1 Аэродинамическая картина течений в НТВ-топке

Движение твердой фазы в топочной камере промышленного котлоагрегата определяется аэродинамикой как всей топочной камеры в целом, так и ее отдельных зон. Вид поля скоростей газового потока в значительной степени влияет на условия воспламенения и выгорания топлива, на теплообмен между горящими частицами топлива и потоком газа, на теплопередачу от факела к ограждающим топку поверхностям нагрева. В настоящее время практически все мощные паровые котлы сжигают твердое топливо в пылевидном состоянии, что позволяет рассматривать движение только газовых потоков с равномерно распределенной в них твердой мелкодисперсной фазой, имеющей малую объемную концентрацию ($\mu < 10^{-4}$). В этом случае считается, что траектории частиц практически совпадают с траекториями газовых потоков, и наличие второй фазы учитывается увеличением плотности газового потока. Однако такой подход оказывается неприемлемым при расчете аэродинамики

НТВ-топочных камер, в которых траектории частиц топлива пересекают друг друга, не совпадая с траекториями (линиями тока) газового потока, и гранулометрический состав топлива определяет вид течения в НВЗ. Сложность аэродинамической картины течений в НТВ-топке не позволяет описать ее с помощью существующих методик. Ввиду этого для проведения расчетов процесса горения была разработана модель аэродинамической картины течения в НТВ-топочной камере без учета влияния твердой фазы. Анализ возможности применения существующих методик для расчета аэродинамической картины движения газо-топливных потоков в НТВ-топке [511...515] показал, что наиболее удобной для этой цели является декартова система координат.

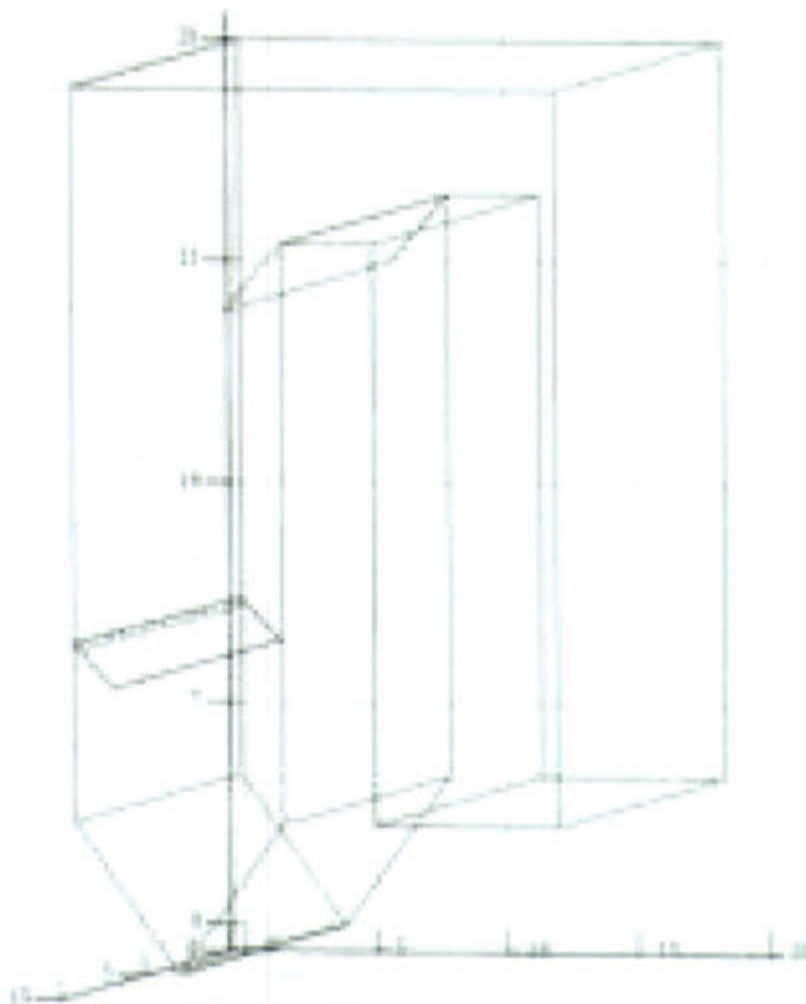


Рисунок 3.1 – Расчетная модель котла ПК-24 ст. №9 Иркутской ТЭЦ-10

В процессе решения задачи рассмотрена НТВ-топка котла ПК-24 ст. №9 Иркутской ТЭЦ-10 (ИТЭЦ-10), расчетная модель которого показана на рисунке 3.1.

Топка котла разбивается на ряд характерных зон (рисунок 3.2), каждая из которых описывается своими закономерностями движения аэродинамических потоков.

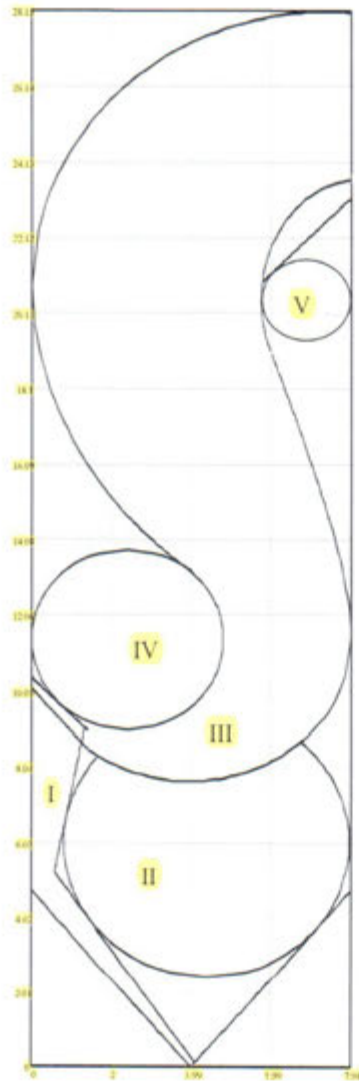


Рисунок 3.2 – Зоны течения потоков в НТВ-топке котла ПК-24 ИТЭЦ-10:

I – струя нижнего дутья; II – нижняя вихревая зона; III – горелочная струя; IV – верхняя вихревая зона; V – вихрь под верхним козырьком

I – зона струи нижнего дутья. Рассматривается полуограниченная струя НД. Для расчета используются зависимости (таблица 3.1), полученные в [34, 513] для случая “настильного” режима течения при исследованиях горячей аэродинамики топки котла ПК-24. “Настильный” режим оказывается более экономичным по сравнению с “фонтанирующим”, при котором из-за возникновения пульсаций мгновенной скорости в струе НД возрастает вынос частиц топлива из НВЗ, что увеличивает потери с механическим недожогом.

II – вихревая зона – зона циркуляции; примем для ее расчета модель квазитвердого тела: $(\omega R)_{ВЗ} = \text{const}$.

III – зона развития горелочной струи.

IV – верхняя вихревая зона (ВВЗ); модель квазитвердого тела – $(\omega R)_{ВВЗ} = \text{const}$.

V – вихревая зона под верхним козырьком; модель квазитвердого тела – $(\omega R)_{ВВК} = \text{const}$.

В зоне III траектория осесимметричной неизотермической струи в сносящем потоке может быть рассчитана по следующим зависимостям:

по эмпирической зависимости Ю.В. Иванова [516...518]

$$\frac{ay}{D} = 195 \left(\frac{\rho_c (273/T_c) W_c^2}{\rho_0 (273/T_0) W_0^2} \right)^{1,3} \left(\frac{ax}{D} \right)^2 + \frac{ax}{D} \text{ctg} \alpha, \quad (3.2)$$

где α – угол атаки; D – диаметр сопла; x – расстояние от среза сопла; a – коэффициент неравномерности поля скоростей на выходе из сопла (для круглой в сечении струи $a = 0,07 \dots 0,08$). Уравнение (3.2) справедливо при $45^\circ \leq \alpha \leq 135^\circ$ и при $12 \leq \rho_0 \cdot W_{0}^2 / \rho_c \cdot W_c^2 \leq 1000$ (или $0,00145 \leq \rho_c \cdot W_c^2 / \rho_0 \cdot W_0^2 \leq 0,08$);

Таблица 3.1 – Выражения для расчета параметров струи НД

Наименование	Обозначение	Для “настильного” режима
Изменение максимальной относительной скорости вдоль оси струи	$\ln \bar{W}_m$	$-0,142(\ln \bar{W}_m)^{0,546}$
Координата максимума скорости	Y_{Wm}/b_0	$0,16x - 2,9$
Полутолщина наружной части струи	$(Y_{0,5Wm}^{нар} - Y_{Wm})/b_0$	$0,14x - 1,5$
Полутолщина внутренней части струи	$(Y_{0,5Wm}^{вн} - Y_{Wm})/b_0$	$0,11x - 2,5$
Общая толщина восходящего потока НВЗ	$\bar{\delta}$	$0,43x - 1,3$
Профиль скорости наружной части полуограниченной струи НД (теория Прандтля-Шлихтинга)	$\bar{w}_{нар} = \frac{\bar{W}}{W_m} = \left[1 - \left(\frac{Y - Y_{\bar{W}_m}}{Y_{0,5Wm}^{нар} - Y_{\bar{W}_m}} \right)^{3/2} \right]^2$	
Внутренняя часть струи НД	$\bar{w}_{вн} = \frac{\bar{W}}{W_m} = 1 - 0,5 \left(\frac{Y - Y_{\bar{W}_m}}{Y_{0,5Wm}^{вн} - Y_{\bar{W}_m}} \right)^{2,3}$	

по эмпирической зависимости Г.С. Шандорова [517, 518]

$$\frac{x}{D} = \frac{q_{01}}{q_{02}} \left(\frac{y}{D} \right)^{2,55} + \frac{y}{D} \left(1 + \frac{q_{01}}{q_{02}} \right) \operatorname{ctg} \alpha, \quad (3.3)$$

где x, y – координаты точек; $q_{01} = \rho_0 \cdot W_0^2 / 2$, $q_{02} = \rho_c \cdot W_c^2 / 2$ – скоростные напоры соответственно в сносящем потоке и в начальном сечении струи.

Опыты, по результатам которых получена формула (3.3), проводились авторами [517, 518] при равномерном поле скорости в сносящем потоке. Отношение скоростных напоров q_{02}/q_{01} изменялось в диапазоне от 2 до 22, угол α – от 45° до 90° . Результаты опытов со струей холодного воздуха, вытекающей под некоторым углом в поток горячего воздуха ($1 \leq T_{01}/T_{02} \leq 3$), показали, что параметр q_{01}/q_{02} учитывает в изгибе струи не только соотношения скоростей, но и соотношения температур в струе и в потоке, т.е. формула (3.3) применима и для неизотермических струй;

по эмпирической формуле Г.Н. Абрамовича [518]

$$\frac{y}{D} = \sqrt{7,23a \ln \frac{10 + \frac{x}{D} + \left[\left(\frac{x}{D} \right)^2 + 20 \frac{x}{D} + 7a \operatorname{ctg}^2 \alpha \right]^{0,5}}{10 + (7a)^{0,5} \operatorname{ctg} \alpha}}, \quad (3.4)$$

где $a = (\rho_{W0} W_0^2) / (C_n \rho_\infty W_\infty^2) \sin \alpha = 1 / (K \cdot \delta_0)$; $K = (C_n \rho_\infty W_\infty^2) / (\delta_0 \rho_{W0} W_0^2) \sin^2 \alpha$; $C_n = 3$; $\delta_0 \approx 0,45D$. При $\alpha = \pi/2$ формула (3.4) упрощается:

$$\frac{y}{D} = 6,19 \sqrt{a} \lg \left[1 + 0,1 \frac{x}{D} \left(1 + \left(1 + 20 \frac{x}{D} \right)^{0,5} \right) \right]. \quad (3.5)$$

Дальнобойность (глубина проникновения струи в сносящий поток) представляя собой расстояние по нормали от плоскости устья сопла до плоскости, в которой ось струи совпадает с направлением сносящего потока, может быть определена по зависимости

$$\frac{l}{D} = K_S \frac{W_0}{W_\infty} \sqrt{\frac{\rho_0 \cdot (273/T_0)}{\rho_\infty \cdot (273/T_\infty)} \cdot \sin \alpha}, \quad (3.6)$$

где $K_S = f(S/D)$, S/D – относительный шаг струи; $K_S = 0,0208 \cdot (S/D) + 0,5417$ для $0 \leq S/D \leq 28$; $K_S = 2,2$ для $S/D > 28$.

Осесимметричная в начальном сечении плоская струя с удалением от сопла приобретает “подковообразную” форму. Деформация сечения струи объясняется характером ее взаимодействия с потоком. Сразу же после выхода газов из сопла вследствие интенсивного перемешивания с газом сносящего потока образуется турбулентный слой смешения. Периферийные зоны струи, имеющие меньшую скорость, чем зоны ядра, сильнее отклоняются сносящим потоком от первоначального направления и движутся по более изогнутым траекториям, что приводит к образованию “подковы”. Под воздействием бокового внешнего потока поперечное сечение струи уже на небольшом расстоянии от сопла ($l/D \approx 1,5$) деформируется, приобретая “подковообразную” форму с отношением сторон $\delta/h = 1:5$. Линейные размеры “подковы” (ширина h) увеличиваются приблизительно пропорционально расстоянию от сопла:

$$h = 2,25D + 0,22x. \quad (3.7)$$

По данным [518] осевая скорость струи в сносящем потоке затухает быстрее, чем скорость на оси обычной затопленной струи. Причем с ростом отношения скорости сносящего потока и начальной среднерасходной скорости струи интенсивность затухания осевой скорости растет. Для расчета затухания осевой скорости струи в сносящем потоке в [519] предложена следующая эмпирическая зависимость

$$\frac{U_m}{U_0} = \frac{7,8}{\frac{\zeta}{D} \left[1 + \frac{10}{U_0/W_\infty} \right] + 1,65}, \quad (3.8)$$

справедливая при выполнении условий

$$\frac{\zeta}{D} \left[1 + \frac{10}{U_0/W_\infty} \right] > 6,15; \quad \frac{U_m}{W_\infty \cos \Theta} \geq 1, \quad (3.9)$$

где ζ – расстояние, отсчитываемое от среза сопла вдоль оси струи; D – диаметр сопла; Θ – угол между касательной к траектории струи и направлением потока.

Для анализа процесса развития осесимметричной неизотермической струи в сносящем потоке проведены расчеты ее характеристик по приведенным выше зависимостям (3.2)...(3.4), (3.6)...(3.8) с учетом условий (3.9). В качестве исходных данных задавались: эквивалентный диаметр сопла D ; коэффициент неравномерности a ; скорость истечения струи из сопла W_0 , ее плотность ρ_{w0} и температура T_0 ; скорость набегающего сносящего потока W_∞ , его плотность ρ_∞ и температура T_∞ ; угол атаки α ; шаг между струями S . В сравнительном анализе рассматривались три варианта истечения струи, отличающиеся начальной скоростью на срезе сопла: $W_0 = 50$, $W_{01} = 75$, $W_{02} = 100$ м/с. Температура струи принята $T_0 = 580$ °С, скорость набегающего потока – $W_\infty = 10$ м/с и $W_\infty = 20$ м/с, его температура – $T_\infty = 1600$ °С. Плотности газов струи и потока при нормальных условиях задавались одинаковыми. Угол атаки в расчете составлял 90° , коэффициент неравномерности – $a = 0,07$.

На рисунке 3.3 приведены расчетные кривые траекторий струй, полученные по формулам Ю.В. Иванова, Г.С. Шандорова, Г.Н. Абрамовича для одинаковых начальных условий истечения. Наименьшую глубину проникно-

вения имеет струя, рассчитанная по формуле Г.Н. Абрамовича: на глубине $\sim 3,5$ м направление движения потока газов в струе совпадает с направлением движения сносящего потока. Наибольшую глубину проникновения имеет струя, рассчитанная по формуле Г.С. Шандорова. Так, на расстоянии, равном глубине проникновения струи, рассчитанной по формуле Ю.В. Иванова, направление ее движения заметно не совпадает с направлением движения газов сносящего потока.

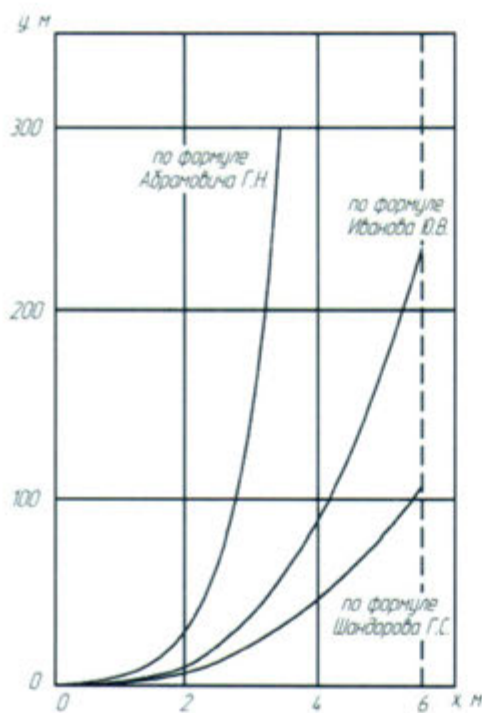


Рисунок 3.3 – Сравнение траекторий и дальностей струй, рассчитанных по формулам (3.2)...(3.4) при $W_0 = 50$ и $W_{п} = 20$ м/с

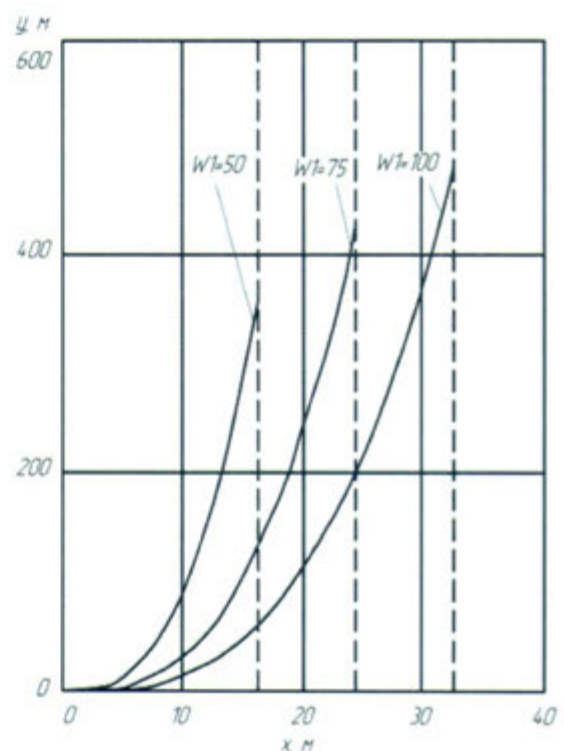


Рисунок 3.4 – Зависимость глубины проникновения струи от начальной скорости на срезе сопла

При выборе формул для расчета траекторий движения струй необходимо учитывать ограничения к их применению. Наибольший диапазон применения имеет формула Ю.В. Иванова. Для формулы Г.Н. Абрамовича, приведенной в работе [518], диапазон применения не оговаривается.

На рисунке 3.4 показаны траектории оси струи (линии максимальных скоростей) и глубины проникновения струи, рассчитанные по формуле Ю.В. Иванова при различных начальных скоростях истечения. С увеличением начальной скорости струи ее дальность повышается (дальность также повышается при уменьшении скорости сносящего потока). Про-

веденные расчеты показали, что увеличение температуры набегающего потока (или уменьшение его плотности) либо уменьшение начальной температуры струи (увеличение его плотности) при прочих равных условиях приводят к увеличению дальности струй.

На рисунке 3.5 показана зависимость длин струи от глубины проникновения. Длина струи, рассчитываемая как

$$\zeta(x) = \int_0^x (1 - y'^2) dx, \quad (3.10)$$

растет с увеличением глубины проникновения (начальной скорости).

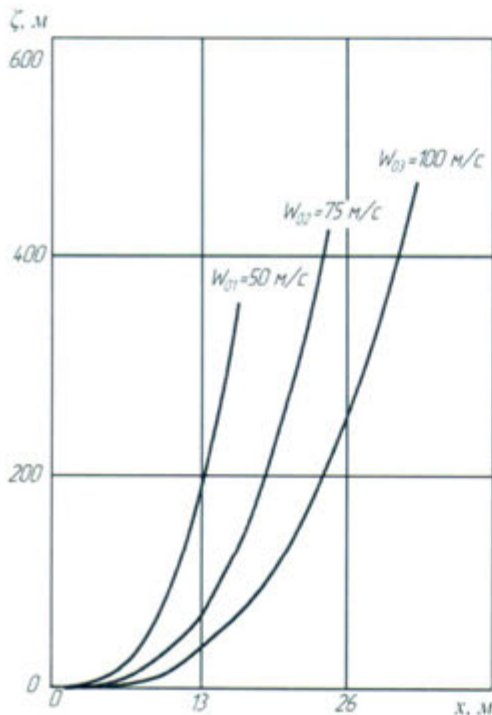


Рисунок 3.5 – Зависимость длины струи (по оси) от глубины проникновения при $W_0 = 50, 75, 100$ м/с ($W_n = 10$ м/с) (зависимость 3.10)

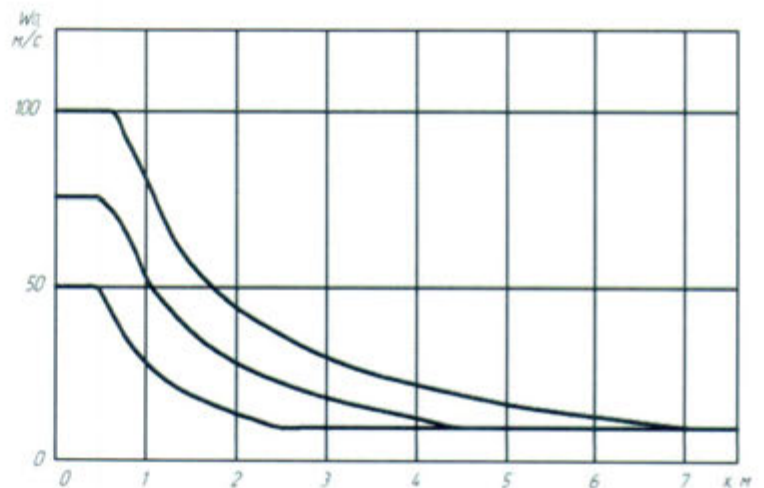


Рисунок 3.6 – Падение осевой скорости струи в зависимости от глубины проникновения при разных начальных скоростях истечения ($W_0 = 50; 75; 100$ м/с)

На рисунке 3.6 показана зависимость падения осевой скорости струи как функция глубины проникновения при разных начальных скоростях истечения. При увеличении скорости истечения возрастает протяженность начального участка струи. Далее скорость по оси струи уменьшается и становится равной скорости сносящего потока.

Экспериментальными исследованиями [516...518] показано, что все вопросы аэродинамики струй, имеющих различную форму устья (круглую, квадратную, прямоугольную, треугольную, кольцевую, эллипсоидную и др.), сводятся к закономерностям развития эквивалентной по площади круглой струи диаметром $D_s = 4F/P$, где F – площадь сопла, P – периметр сопла.

Применительно к котлу ПК-24 ИТЭЦ-10 (рисунок 3.7) траектория оси описана согласно [222] уравнением для системы плоских струй в сносящем потоке (для прямоугольных сопел с соотношением сторон $H/b_0 > 30$):

$$\frac{ay}{b_0} = 1,9 \left(\frac{\rho_c (273/T_c) W_c^2}{\rho_0 (273/T_0) W_0^2} \right) \left(\frac{ax}{b_0} \right)^{2,5} + \frac{ax}{b_0} \operatorname{ctg} \alpha, \quad (3.11)$$

где a – коэффициент, характеризующий структуру струи, ее начальную турбулентность и неравномерность поля скоростей на выходе из сопла (при равномерном поле на выходе из сопла $a = 0,10 \dots 0,12$); ρ_0 и ρ_c – соответственно плотности струи и сносящего потока; W_0 и W_c – начальные скорости струи и сносящего потока; b_0 – ширина щели; x – расстояние по оси струи от среза сопла; α – угол атаки. Уравнение (3.11) справедливо при $45^\circ \leq \alpha \leq 135^\circ$ и при $0,0025 \leq \rho_c W_c^2 / \rho_0 W_0^2 \leq 0,08$.

Относительная дальнобойность системы плоских струй котла ПК-24 оценивалась по формуле [222]

$$\frac{al}{b_0} = k_2 \frac{W_0}{W_n} \sqrt{\frac{\rho_0 (273/T_0)}{\rho_n (273/T_n)}}, \quad (3.12)$$

где $k_2 = 1,2$ при $\alpha = 90^\circ$, $k_2 = 1,1$ при $\alpha = 60$ и 120° – рисунок 3.8.

Толщина внешней (по отношению к набегающему потоку) части струи (δ_1) по рекомендациям [518] определялась как множество точек, отстоящих от оси струи по нормали к ней на величину

$$\delta_1 = 0,22l, \quad (3.13)$$

где l – длина дуги оси струи от среза сопла до заданной точки, а уравнение нормали к касательной к оси струи записано в виде

$$Y-y = -\frac{1}{f'(y)}(X-x). \quad (3.14)$$

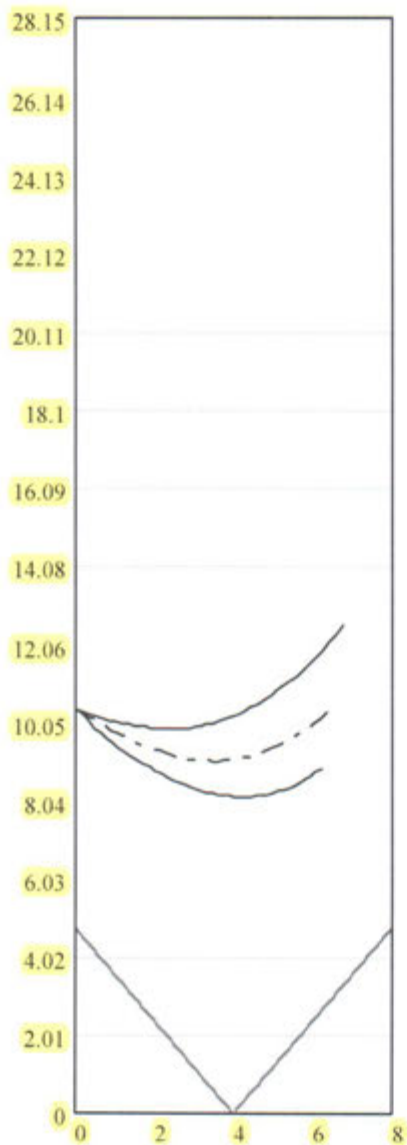


Рисунок 3.7 – Расчетная траектория и границы горелочной струи котла ПК-24 ст. № 9 в сносящем потоке при $T_0 = 635 \text{ К}$; $W_0 = 15 \text{ м/с}$; $b_0 = 0,15$; $T_{II} = 1700 \text{ К}$; $W_{II} = 1,12 \text{ м/с}$

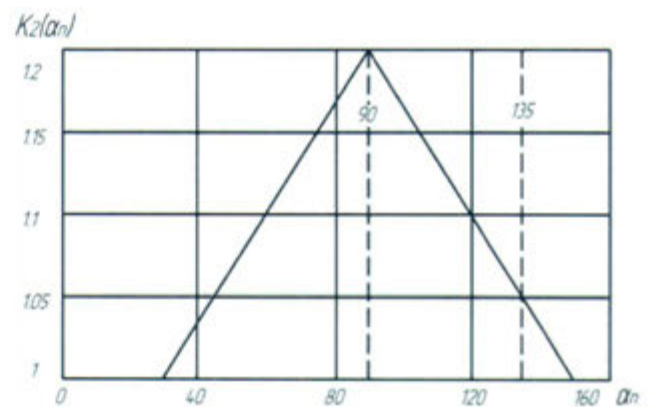


Рисунок 3.8 – Зависимость коэффициента k_2 от величины угла атаки

Толщина внутренней половины струи рассчитывается по формуле

$$\delta_2 = -\frac{\delta_1}{1 - \frac{W_\delta(x)}{W_0}}, \quad (3.15)$$

где $W_\delta(x)$ – скорость на границе струи, определяемая по формуле

$$W_{\delta}(x) = W_0 2 \sin \frac{x}{R(x)}, \quad (3.16)$$

$x - l$; $R(x)$ – радиус кривизны оси струи, определяемый по зависимости

$$R = \frac{(1 + y'^2)^{3/2}}{|y''|}. \quad (3.17)$$

Для анализа развития горелочной струи в сносящем потоке проведена серия расчетов при различных температурах, плотностях и скоростях истечения струи и сносящего потока. Вариантные расчеты показали, что с увеличением начальной скорости струи ее дальность повышается (дальность так же повышается при уменьшении скорости сносящего потока); увеличение температуры набегающего потока (уменьшение плотности) либо уменьшение начальной температуры струи (увеличение плотности) при прочих равных условиях приводят к увеличению дальности струй.

При увеличении скорости истечения возрастает протяженность начального участка струи. Далее скорость по оси струи уменьшается и становится равной скорости сносящего потока. На рисунке 3.7 для примера показаны расчетные траектория и границы горелочной струи котла ПК-24 (без надгорелочного козырька) при следующих начальных условиях: $T_0 = 635$ К, $W_0 = 5$ м/с, $(b_0 = 0,15)$; $T_n = 1700$ К.

Поле скоростей в областях, не охваченных I...V, рассчитывалось путем линейной аппроксимации составляющих скорости (в направлении осей x и y) между соответствующими значениями на границах ближайших соседних областей. При этом скорость на ограждающих поверхностях топки принималась равной нулю.

По изложенной методике составлен алгоритм и программа расчета, проведены ее отладка, тестирование и расчеты, которые позволили получить поле скоростей в НТВ-топке котла ПК-24, (рисунки 3.9, 3.10) и использовать его для расчета траекторий движения горящих коксовых частиц переменной массы. Модель позволяет получить вектор \vec{W} в любой точке топочной камеры и замкнуть баланс расходов в сечениях по координатным осям.

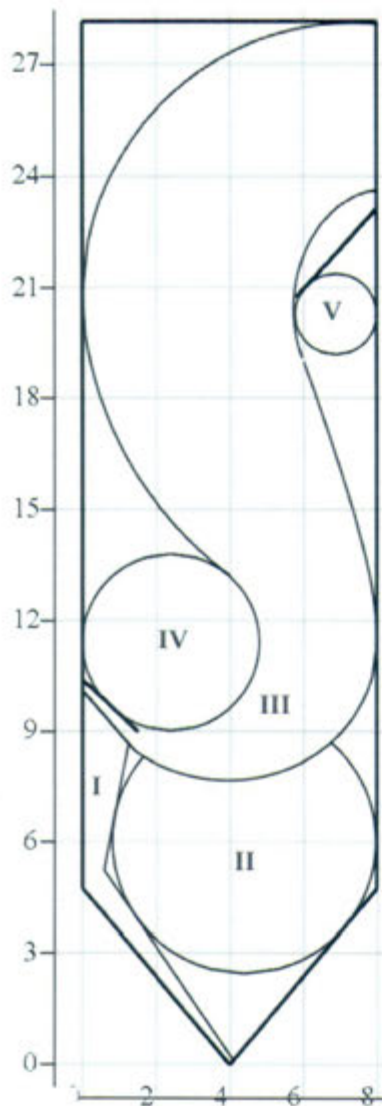


Рисунок 3.9 – Расчетное векторное поле скоростей в НТВ-топочной камере котла ПК-24 ИТЭЦ-10 ($W_{\text{гор}} = 15 \text{ м/с}$; $W_{\text{нд}} = 50 \text{ м/с}$)

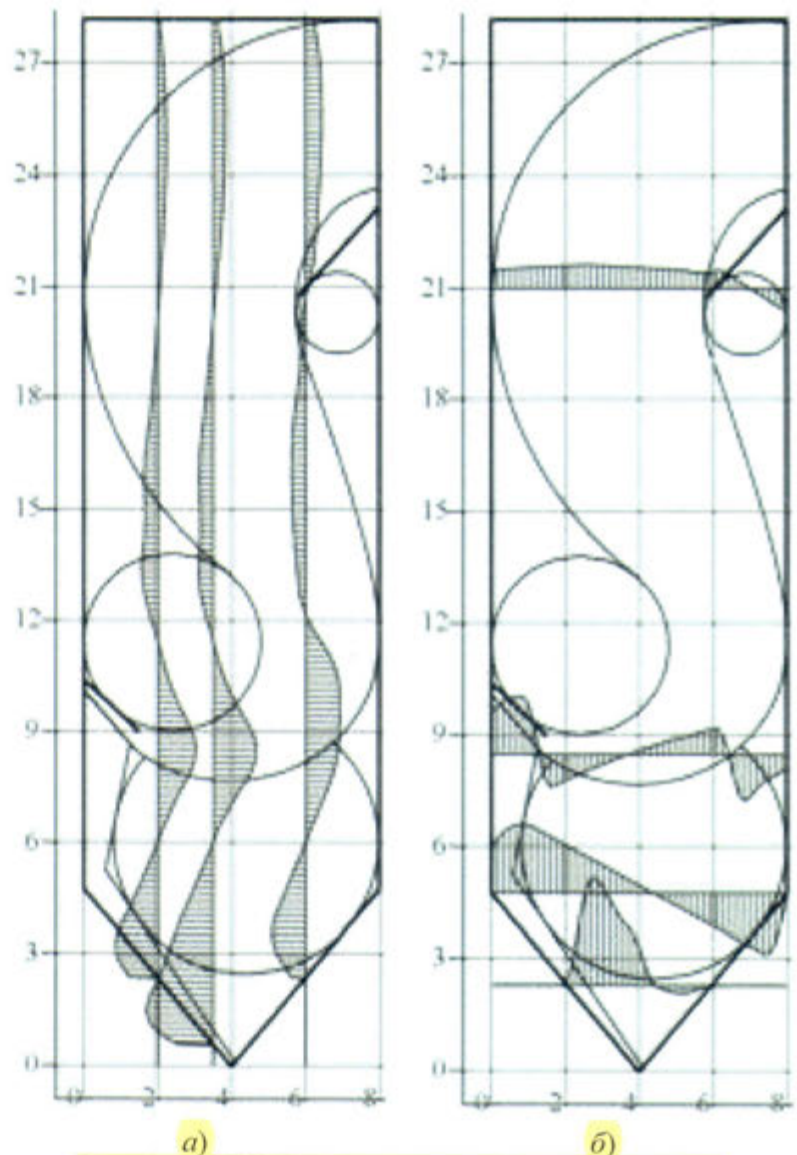


Рисунок 3.10 – Проекция векторов скоростей газовых потоков в НТВ-топке котла ПК-24 на оси координат в некоторых сечениях

Изложенный подход дает возможность расширить область применения разработанной математической модели течения газовых потоков в топке котла для другой геометрии топочных камер, определив по единичным замерам границы характерных зон “горячей” аэродинамики этих потоков, а также не исключает использования в разработанной модели результатов расчетов аэродинамики топочной камеры, полученных в других программных продуктах (рисунки 3.11...3.13).

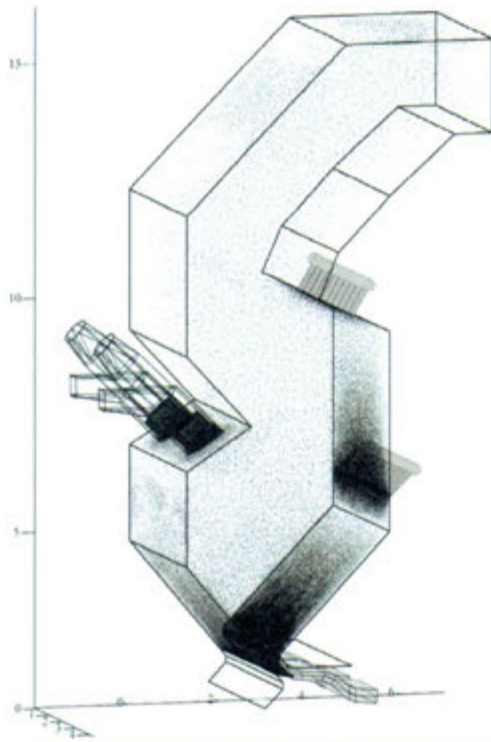


Рисунок 3.11 – Узловые точки для расчета аэродинамической картины течений в НТВ-топке котла ТП-35У (Ansys Fluent)

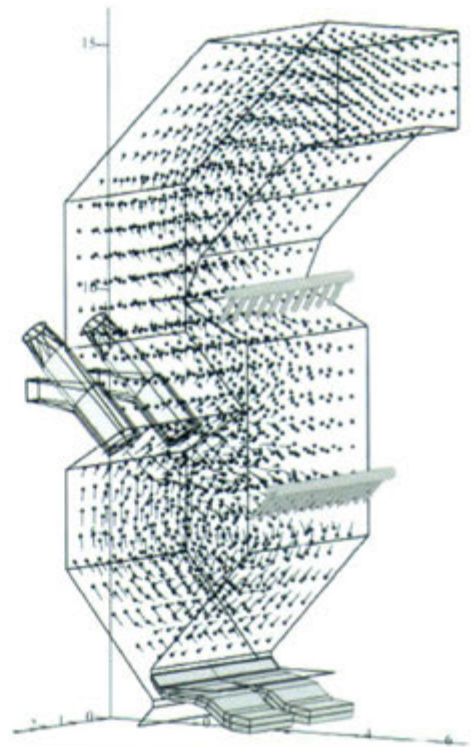
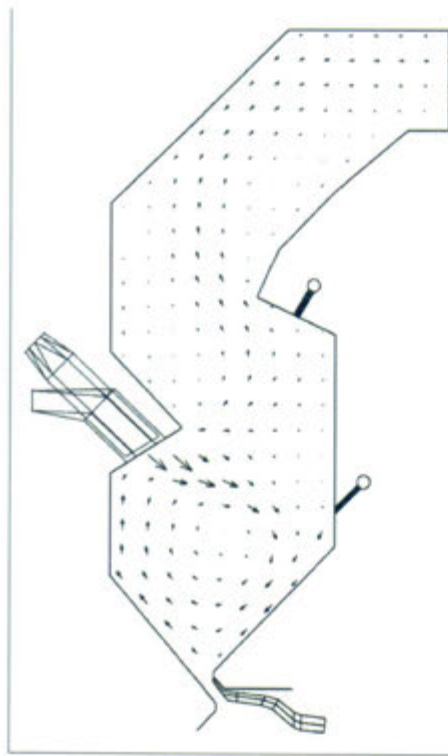
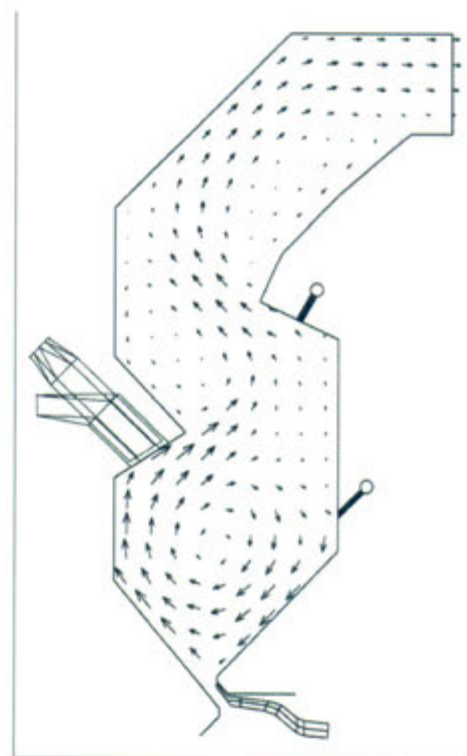


Рисунок 3.12 – Векторы скорости газовоздушных потоков в НТВ-топке котла ТП-35У



a)



б)

Рисунок 3.13 – Векторы скорости газовоздушных потоков в сечениях НТВ-топки котла ТП-35У:
a – по оси горелки; *б* – в сечении между горелками

3.1.2 Движение и разрушение частиц полифракционного топлива

Строгий расчет движения твердой частицы даже в плоском газовом потоке вызывает определенные трудности, т.к. связан с решением системы нелинейных дифференциальных уравнений второго порядка. В общем случае возможно только численное решение такой системы.

Движение частицы в общем случае описывается уравнением Мещерского

$$m \frac{d\vec{V}}{d\tau} = \sum_{i=1}^k \vec{P}_i + (\vec{W}_p - \vec{V}) \frac{dm}{d\tau}, \quad (3.18)$$

которое учитывает переменность массы частицы m , движущейся со скоростью \vec{V} , суммарное воздействие всех сил \vec{P}_i и реакцию масс, отбрасываемых от частицы со скоростью W_p .

Совокупность сил \vec{P}_i , действующих на частицу, двигающуюся в потоке, состоит более чем из 15 сил [218, 505], основные из которых:

сила аэродинамического сопротивления потоку (лобового сопротивления) P_c ;

сила Архимеда P_A ;

сила, связанная с градиентом давления несущей среды $P_{ДС}$;

вес частицы P_B ;

сила Магнуса-Жуковского P_M ;

сила термофореза P_T ;

силы, связанные с ускорением частицы (присоединенной массы P_{II} , Бассе P_B);

силы пульсационного характера.

Поведение твердых частиц в несущем газовом потоке в первую очередь определяется силой межфазного взаимодействия (гидродинамического сопротивления). Так как плотность газового потока ρ_r существенно меньше плотности материала частиц ρ_c , то силы, обусловленные нестационарностью или неоднородностью движения (эффект присоединенной массы и сила Бассе), можно не учитывать. Вклад градиента давления (сила Архимеда) в межфазное взаимодействие в случае $\rho_r/\rho_c \ll 1$ играет заметную роль только при относительно больших концентрациях твердой фазы в потоке, а при малых действием силы Архимеда также можно пренебречь. Силы, вызванные турбулентными пульсациями потока, молекулярными и диффузионными явлениями, электрофорезом и термофорезом и т.д. можно не рассматривать ввиду малости.

Расчеты траекторий движения частиц производились путем численного решения уравнения движения, учитывающего влияние двух основных сил – аэродинамического сопротивления и тяжести, а также переменность массы и размера частицы и записанного в проекциях на оси декартовой системы координат [513]:

$$\begin{cases} m \frac{dV_x}{d\tau} = \frac{cf\rho_r}{2} (W_x - V_x) \sqrt{(W_x - V_x)^2 + (W_y - V_y)^2 + (W_z - V_z)^2} \\ m \frac{dV_y}{d\tau} = \frac{cf\rho_r}{2} (W_y - V_y) \sqrt{(W_x - V_x)^2 + (W_y - V_y)^2 + (W_z - V_z)^2} \\ m \frac{dV_z}{d\tau} = \frac{cf\rho_r}{2} (W_z - V_z) \sqrt{(W_x - V_x)^2 + (W_y - V_y)^2 + (W_z - V_z)^2} - mg \end{cases}, \quad (3.19)$$

где V и W – скорости частицы и газового потока; m, f – соответственно масса и площадь миделева сечения частицы; ρ_r – плотность газового потока; $c = f(\text{Re})$ – коэффициент сопротивления горящих частиц, рассчитываемый по выражению:

$$c(\text{Re}) = \begin{cases} 24/\text{Re} & \text{при } \text{Re} < 1 \\ 24/\text{Re} + 4/\sqrt[3]{\text{Re}} & \text{при } 1 \leq \text{Re} \leq 10^3 \\ 0,48 & \text{при } 2 \cdot 10^4 \leq \text{Re} \leq 2 \cdot 10^5 \end{cases}. \quad (3.20)$$

В случае подачи в топку частиц неправильной формы диаметр шара, эквивалентного по объему, вычислялся по зависимости

$$\delta_{\text{экв}} = \sqrt[3]{6abc/\pi}, \quad (3.21)$$

а диаметр шара, аэродинамически подобной частице, по формуле

$$\delta_{\text{экв}}^a = \frac{1,125}{1/a + 1/b + 1/c}, \quad (3.22)$$

где a, b, c – характерные линейные размеры частицы неправильной формы.

Размер самой крупной частицы δ_{01} определяется из соотношения

$$\delta_{01} = (m/b)^{1/n}, \quad (3.23)$$

где m – параметр, принимаемый равным 6,9. При этом размер самой крупной частицы равен диаметру отверстий такого сита, на котором остаток составляет 0,1 % массы при сжигании угольной пыли и 1 % массы при сжигании грубо размолотого и дробленого топлива.

Данные о геометрии топки задаются координатами точек, на которых из прямых линий строится замкнутый контур, ограничивающий топку. Каждому из полученных отрезков присваивается характеристика: “0” – вход или выход из топки (выходное окно, устье топочной воронки); “1” – стена топки. После каждого интегрирования системы уравнений движения проводилась поочередная проверка отрезков, ограничивающих контур топки, на пересечение с траекторией движения частицы. Если на очередном шаге интегрирования произошло пересечение траектории движения частицы с одним из отрезков и при этом отрезок имел характеристику “1”, то рассчитывался удар частицы о стену. При расчете удара осуществлялся поворот системы координат по формулам преобразования координат и делался пересчет проекций скорости с учетом коэффициентов потери скорости: $C_n = -0,2$ по нормали и $C_k = 0,9$ по касательной к поверхности удара. Если траектория частицы пересекала отрезок с характеристикой “0”, то это означало, что частица покинула топочную камеру. В этом случае расчет движения частицы заканчивался и начиналось суммирование потерь, вызванных механической неполнотой сгорания. Механическая неполнота сгорания (Q_4) образуется от потерь теплоты, связанных с неполнотой сгорания углерода кокса:

$$Q_4 = 4\pi\rho \sum_{i=1}^N N_i \frac{1}{3} Q_C r_{ч,i}^3 \frac{100 - W^r - V^r - A^r}{100}, \text{ кВт}, \quad (3.24)$$

где Q_C – теплота сгорания углерода кокса, кДж/кг. При этом

$$q_4 = 100Q_4/(Q_i B), \%. \quad (3.25)$$

Сравнение расчетных траекторий движения с экспериментальными, полученными на котле БКЗ-210-140ф Тюменской ТЭЦ (ст. № 12) с НТВ-топкой где траектории становились видны за счет горящих опилок, смоченных в керосине) показало их хорошее совпадение как на начальном участке развития горелочной струи, так и в объеме низкотемпературной вихревой топки (см. на рисунке 3.14 в одинаковом для наблюдателя ракурсе),

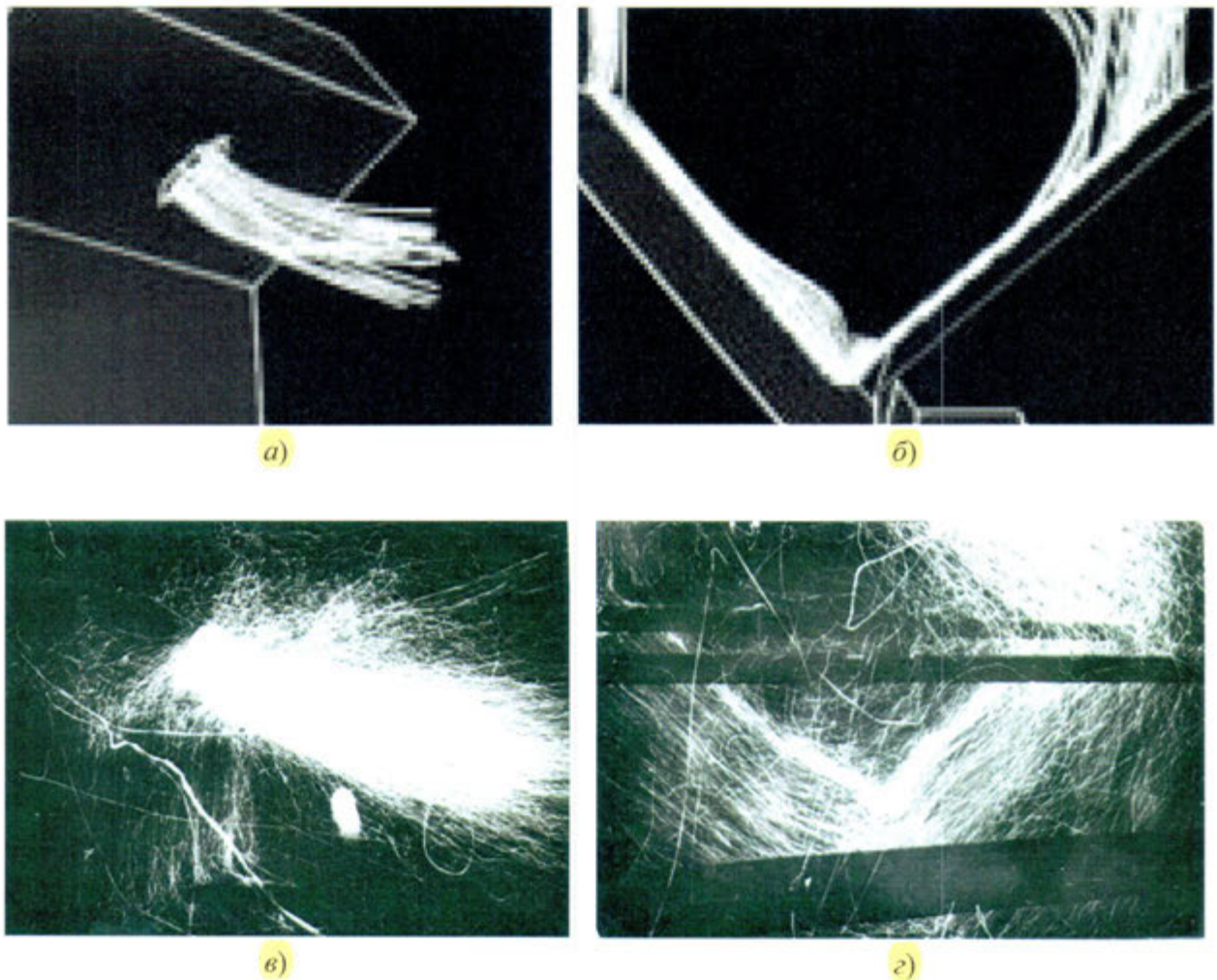


Рисунок 3.14 – Сравнение расчетных и экспериментальных траекторий движения частиц в НТВ-топке котла БКЗ-210-140ф:
a, б – расчетные траектории частиц (котел БКЗ-210-140ф Кировской ТЭЦ-4);
в, г – экспериментальные траектории частиц (котел БКЗ-210-140ф Тюменской ТЭЦ);
a, в – развитие горелочной струи на начальном участке; *б, г* – движение в НВЗ НТВ-топки

При расчете учитывалось разрушение частиц топлива при ударе о поверхность нагрева по зависимости Н.Н. Синицына [218]:

$$V_{кр} = (13,682 + 4,4 \cdot 10^{-6} T_{п} - 265,8 \cdot \delta - 8,67 \cdot 10^{-5} T^2 \delta) \times \exp((-4,4 \cdot 10^{-4} + 9,1 \cdot 10^{-15} T^{4,19} - 1,48 \cdot 10^{-12} T_{п}^{4,19} \delta) \tau), \quad (3.26)$$

где δ – диаметр частиц, м; $T_{п}$ – температура потока газов, К. Разрушение частицы происходит в момент, когда ее скорость $V_{част}$ станет равной или больше критической скорости $V_{кр} = f(d, T_{п}, \tau)$ при ударе частицы об ограждающую поверхность.

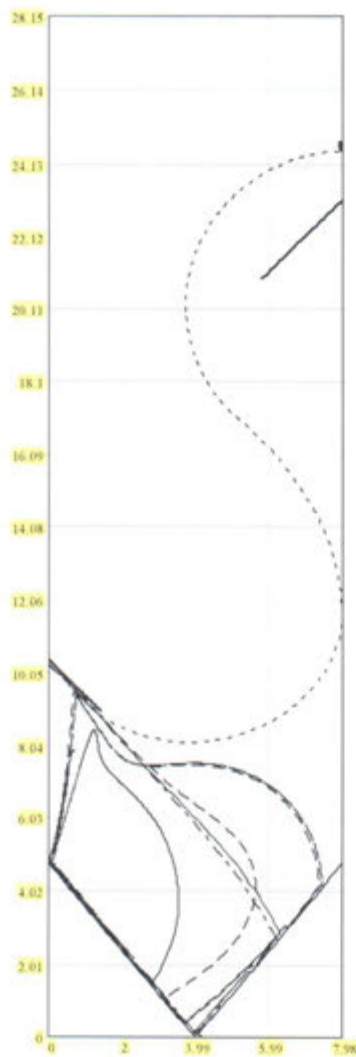


Рисунок 3.15 – Расчетные траектории движения не реагирующих шаровых частиц в топочной камере котла ПК-24 ИТЭЦ-10

(..... – $\delta_1 = 5,5 \cdot 10^{-4}$ м; ---- – $\delta_2 = 6,5 \cdot 10^{-4}$ м;
 ——— – $\delta_3 = 1,6 \cdot 10^{-3}$ м; - · - · - – $\delta_4 = 2,7 \cdot 10^{-3}$ м;
 $\rho_{\text{частиц}} = 1200 \text{ кг/м}^3$; $\tau_{\text{дв}} = 10 \text{ с}$)

По изложенной методике составлен алгоритм и программа расчета, проведены ее отладка и расчеты, позволившие получить траектории движения частиц в НТВ-топке котла ПК-24 и оценить характеристики сепарации частиц в первичной (разворот горелочной струи вдоль заднего экрана) и вторичной (аэродинамические козырьки для снижения величины механического недожога топлива) зонах сепарации.

Частицы топлива, размером $\delta < 600 \cdot 10^{-6}$ м, минуя НВЗ, попадают в прямоточную часть факела, а более крупные частицы ($\delta > 600 \cdot 10^{-6}$ м), разворачиваясь у задней стены топки, попадают в НВЗ, где происходит их горение в условиях циркуляции (зона первичной сепарации) (рисунок 3.15). Крупные частицы выгорают в НВЗ до того момента, когда сила аэродинамического сопротивления станет больше силы тяжести, что приведет к выносу их из НВЗ в прямоток.

Сепарацию таких частиц при разгоне их в струе нижнего дутья обеспечивает надгорелочный козырек (зона вторичной сепарации). Сепарационное

влияние верхнего козырька заключается в увеличении пути, проходимого мелкими частицами в прямоточной части факела, путем придания этой части факела δ -образной траектории, что способствует снижению механического недожога топлива. Для правильного отражения гранулометрического состава исходного топлива проведен анализ способов учета полидисперсности состава дисперсной фазы при расчете различных физико-химических процессов. С некоторой степенью условности все известные методы можно разделить на

две группы: к первой следует отнести способы, в основе которых лежит разбиение всего спектра частиц на отдельные фракции с последующим расчетом динамики каждой фракции в отдельности; ко второй группе можно отнести методы, основанные на определении плотности вероятности распределения частиц по размерам с расчетом эволюции всей системы частиц в целом. При численном решении задач, связанных с горением твердого топлива, как правило, используются методы, относящиеся к первой группе.

В первой группе могут быть выделены два способа представления и учета полидисперсности – лагранжев и эйлеров. Лагранжев способ предполагает разбиение всей системы частиц на несколько монодисперсных фракций, причем количество частиц каждой фракции не изменяется вплоть до полного их выгорания (исчезновения), но в процессе горения изменяется размер каждой фракции. В эйлеровом подходе производится разбиение всего спектра частиц на отдельные фракции с фиксированными границами размеров, в каждой из которых распределение частиц по размерам считается известным (как правило, принимается равномерное распределение по массе); однако, поскольку границы фракций фиксированы, средний размер каждой фракции остается неизменным, а изменяется по мере выгорания число частиц во фракциях вследствие перехода их в фракции с меньшими размерами.

В разработанной методике использован лагранжев способ как наиболее точный при описании процесса горения крупных частиц [511]. Расход натурального твердого топлива с полифракционным составом, подаваемого в топочную камеру, пересчитывался на эквивалентный расход шарообразных частиц. При этом эквивалентный расход топлива должен иметь такую же рассеивочную кривую, как и исходный. Для выполнения этого условия рассеивочная кривая разбивалась на N фракций (в данном случае принималось $N=10$), каждая из которых характеризуется своим средним диаметром

$$\bar{\delta}_i = (\delta_i + \delta_{i+1})/2, \quad (3.27)$$

где $\bar{\delta}_i$ – средний диаметр частицы из i -й фракции, м; δ_i, δ_{i+1} – максимальный и минимальный размер частиц i -ой фракции, м.

Частота подачи частиц i -й фракции в топку определяется по зависимости

$$n_i = \frac{6}{\pi} \frac{B}{\rho_y \delta_i^3} \frac{R_i - R_{i+1}}{100}, \quad (3.28)$$

где n_i – частота подачи частиц i -ой фракции, шт/с; B – расход топлива, подаваемого в топку, кг/с; R_i, R_{i+1} – полные остатки на ситах с размерами ячеек δ_i и δ_{i+1} , %.

Распределение частиц исходной пыли по фракциям описывалось формулой Розина–Раммлера–Беннета

$$R_{0i} = \exp(-b\delta_{0i}^n), \quad (3.29)$$

где b и n – опытные коэффициенты, характеризующие соответственно тонкость помола и равномерность зернового состава [222].

Интервал $\delta_i \dots \delta_{i+1}$ определялся следующим образом. Средний диаметр частиц первого промежутка выбран равным $\delta_1 = 2,5 \cdot 10^{-4}$ м для выделения мелких частиц, которые минуя НВЗ, сразу уходят в прямоточную часть факела. Каждый последующий интервал был получен умножением предыдущего на коэффициент увеличения интервала $k_{\text{инт}}$ таким образом, чтобы правая граница последнего интервала была равна размеру самой крупной частицы δ_{01} . Коэффициент увеличения интервала $k_{\text{инт}}$ для каждой конкретной рассевочной кривой получался путем численного решения уравнения

$$\sum_{N=1}^{10} \text{Ш} \cdot k_{\text{инт}}^{N-1} = \delta_{01}, \quad (3.30)$$

где Ш – величина первого шага, м.

Расчет поверхности реагирования частиц каждой фракции проводился по формуле

$$F_{\text{фр},i} = 4\pi \left(\bar{\delta}_i / 2 \right)^2 n_i, \quad (3.31)$$

а масса каждой фракции определялась по зависимости

$$M_{\text{фр},i} = n_i \pi \left(\bar{\delta}_i^3 / 6 \right) \rho_{\text{угля}}, \quad (3.32)$$

Таким образом, расчет выгорания топлива полифракционного состава при использовании эквивалентного расхода выполняется как последовательность расчетов выгорания одиночных частиц, каждая из которых представляет собой одну из фракций топлива. При этом делается допущение о том, что

частицы в процессе движения взаимодействуют только с экранными поверхностями нагрева, ограничивающими топочную камеру.

3.1.3 Расчет поля температур в низкотемпературной вихревой топке

Для определения температурного поля выполнялся зональный тепловой расчет топочной камеры котла ПК-24, позволивший определить необходимое количество локальных характеристик ее тепловой работы с учетом особенностей движения среды. Топочная камера котла разбивалась на отдельные зоны – две по глубине и четыре по высоте топки – (рисунок 3.16) с расчетом размеров каждой зоны, площадей тепловоспринимающих поверхностей экранов, ограждающих каждую зону (или включаемых в зону, как, например, в случае наличия внутритопочных ширм) и площадей поверхностей переизлучения соседних зон. Распределение температур и степень выгорания в зоне определялись путем численного решения системы балансовых уравнений (16 уравнений), записанных для каждой из восьми зон [19, 520]. Температуры на выходе из каждой зоны рассчитывались по формуле:

$$T_i'' = \frac{(T_{ac} c B_p M_T + T_{ac} c B_p M_{ac} + T_i' c B_p M_T + T_{гв} c_v B_p M_{гв} + T_{хв} c_v B_p M_{хв}) - \sigma_0 a \bar{T}_i^4 \sum_j F_j \Psi_j + \beta_i B_p Q_i^r}{c B_p (M_T + M_{ac} + M_T + M_{гв} + M_{хв})}, \text{ К}, \quad (3.33)$$

где T_i'' , T_i' , T_{ac} , $T_{гв}$, $T_{хв}$ – соответственно температуры на выходе и входе в зону, аэрозмеси, горячего и холодного воздуха, К; \bar{T}_i – средняя температура в зоне, К; c , c_v – теплоемкости топочной среды и воздуха соответственно (с учетом $c=f(T)$), кДж/(кг·К); B_p – расчетный расход топлива, кг/с; M_T , M_{ac} , $M_{гв}$, $M_{хв}$ – массовые доли соответственно топочных газов из предстоящей по ходу газов зоны, первичного, горячего и холодного воздуха, поданных в зону, кг/кг; M_T – массовая доля поданного в зону топлива, кг/кг; a – степень черноты зоны; $\sum_j F_j \Psi_j$ – сумма произведений поверхностей, ограни-



Рисунок 3.16 – Схема разбиения на зоны топки котла ПК-24 ст. № 9 для зонального теплового расчета

чивающих зону и включенных в объем зоны, на соответствующие коэффициенты тепловой эффективности ψ_i и переизлучения ψ_{ij} (суммарная эффективная лучевоспринимающая поверхность зоны), m^2 ; β_i – доли топлива, сгоревшего в каждой из зон ($\sum \beta_i = 1 - q_4/100$).

Средняя температура в зоне определялась как средняя арифметическая между входом и выходом из зоны:

$$\bar{T}_i = (T_i' + T_i'')/2, \text{ К.} \quad (3.34)$$

Коэффициенты переизлучения для плоскостей, разделяющих зоны, рассчитывались с последующим приближением по средним температурам в зонах \bar{T}_i, \bar{T}_j :

$$\psi_{ij} = 1 - (\bar{T}_i/\bar{T}_j)^4. \quad (3.35)$$

В таблице 3.2 приведены значения массовых долей воздуха и газов, участвующих в теплообмене каждой зоны, а в таблице 3.3 – доли выгорания топлива в зонах НТВ-топки.

Таблица 3.2 – Массовые доли воздуха и газов, участвующих в теплообмене каждой зоны

№№ зоны	Массовая доля поданного в зону			Массовая доля топочных газов, вошедших из предстоящей по ходу газов зоны, ($M_{Гi}$)
	первичного воздуха	горячего воздуха	топлива	
1	0	0	0	$0,55M_B + 0,15M_B + 0,25M_B + 0,7M_B + M_T = 1,65M_B + 1$
2	0	0	0	$0,7M_B$
3	0	$0,25M_B$	0	$0,7M_B$
4	$0,55M_B$	$0,15M_B$	M_T	$0,95M_B$
5	0	$0,05M_B$	0	$0,95M_B + 1$
6	0	0	0	$M_B + 1$
7	0	0	0	$M_B + 1$
8	0	0	0	$M_B + 1$

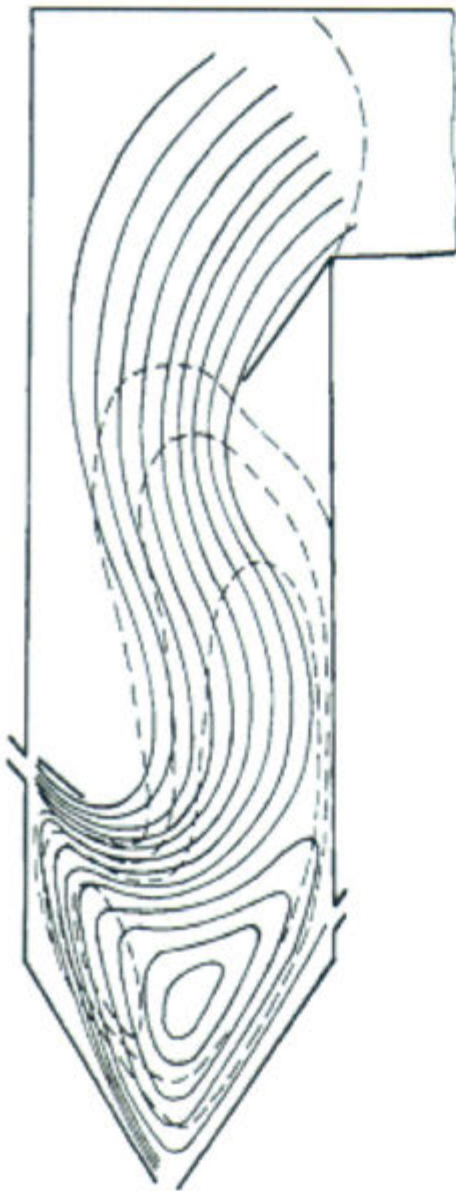


Рисунок 3.17 – Общая картина линий тока, характерная для НТВ-топок

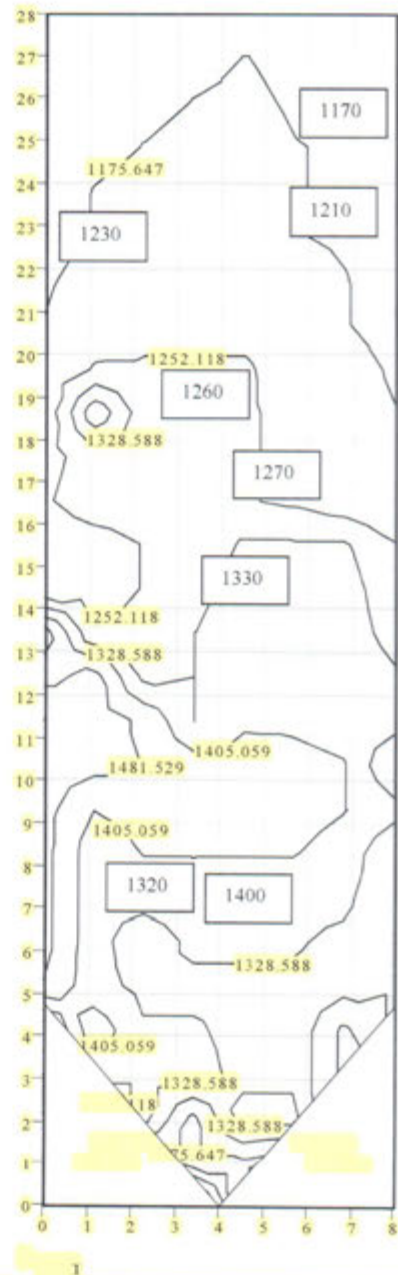


Рисунок 3.18 – Поле температур, К, в НТВ-топочной камере котла ПК-24 ст. № 9 ИТЭЦ-10
(1260 – экспериментальные значения)

Для газоплотной топки доля холодного воздуха $M_{хв}$ принимается равной нулю во всех зонах. Массовые доли топочной среды, проходящей через каждую зону (M_r , $M_{ас}$, $M_{гв}$, M_t), оценивались с учетом распределения горячего дутья и линий тока характерных режимов работы топок с НТВ (блок 1) (пример – рисунок 3.17).

Таблица 3.3 – Выгорание топлива в зонах НТВ-топки

	Сланец			Торф		Бурый уголь		Каменный уголь	
Остаток на сите	Гранулометрический состав топлива								
$R_{90}, \%$	25	60	90	40	70	50	70	25	50
$R_{200}, \%$	10	30	50	14	40	15	35	4	15
Номер зоны	Доля сгоревшего топлива, $\Delta\beta_i$								
1	0,20	0,22	0,22	0,22	0,25	0,20	0,25	0,25	0,30
2	0,02	0,05	0,15	0,03	0,11	0,08	0,11	0,03	0,06
3	0,07	0,09	0,20	0,05	0,15	0,11	0,18	0,05	0,10
4	0,58	0,55	0,40	0,60	0,35	0,50	0,30	0,55	0,45
5	0,10	0,10	0,05	0,09	0,10	0,10	0,10	0,10	0,08
6	0,02	0,0	0,0	0,02	0,03	0,0	0,03	0,0	0,0
7	0,0	0,0	0,0	0,0	0,01	0,0	0,02	0,0	0,0
8	0,01	0,01	0,0	0,01	0,0	0,01	0,01	0,02	0,01

В результате зонального теплового расчета получены входные (T_i), выходные (T'_i) и средние (\bar{T}_i) температуры в зонах, а также температура на выходе из топки (T'_T). Для проверки точности полученных результатов T'_T , полученная из зонального расчета, сравнивалась с температурой на выходе из топки, полученной в расчете суммарного теплообмена в топочной камере. Для расчета суммарного теплообмена использовался нормативный метод [249] с учетом особенностей НТВ-сжигания [19].

Сравнение температур T'_T , полученных этими методами, показало высокую сходимость результатов для различных углей с разницей, не превышающей 5 %. Для тестирования результатов использовались также экспериментальные данные (в том числе и по T'_T) [34], сравнение которых показало (рисунок 3.18) сходимость с величиной стандартной неопределенности, не превышающей 6 %.

3.1.4 Стадийное горение полифракционного твердого топлива в НТВ-топке. Анализ констант химического реагирования

3.1.4.1 Сушка топлива

Процесс горения природного твердого топлива представляет собой комплекс сложных физико-химических явлений; его определяющими стадиями являются прогрев и сушка материала топливной частицы, термическое раз-

ложение главным образом органической массы топлива и взаимодействие твердого углерода с кислородом, двуокисью углерода, водяным паром, водородом и другими газами. В отношении временной связи перечисленных стадий установлено, что в зависимости от размера, относительной скорости движения частицы в газовой среде и температуры последней они могут протекать как параллельно, так и последовательно, с некоторым наложением этих процессов друг на друга. В условиях пылеугольных топок, как принимается рядом исследователей [166, 222, 521...523 и др.], эти стадии протекают последовательно. Однако такое рассмотрение процесса горения для крупной топливной частицы недопустимо. Экспериментальные данные [34, 514, 524] показывают, что стадии горения крупной частицы протекают со значительным временным наложением предыдущей стадии на последующую. В некоторый промежуток времени при горении крупной частицы топлива возможно протекание всех стадий одновременно. Для расчета процесса горения крупных частиц топлива в НТВ-топке необходимо рассматривать все стадии процесса с учетом конструкции топки, сложного движения частиц и других особенностей НТВ-сжигания.

Таблица 3.4 – Коэффициенты, характеризующие влияние различных параметров на продолжительность отдельных стадий процесса горения частицы [222, 524]

Обозначение коэффициента	Азей-ский Б	Черем-ховский Д	Интин-ский Д	Кузнец-кий Д	Кузнец-кий 2СС	Кузнец-кий Г	Ворку-тинский Ж
$k_{вп}$	5,42	5,81	3,55	2,55	3,93	2,31	2,76
$n_{вп}$	-4	-4	-4	-4	-4	-4	-4
$m_{вп}$	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
$C_{вп} (W_{п} \leq 1 \text{ м/с})$	-0,08	-0,08	-0,08	-0,09	-0,17	-0,11	-0,13
$C_{вп} (W_{п} > 1 \text{ м/с})$	-0,16	-0,16	-0,16	-0,17	-0,28	-0,19	-0,22
$k_{гп}$	4,31	4,55	8,76	8,32	13,19	8,45	10,52
$n_{гп}$	-1,16	-1,16	-1,26	-1,28	-1,35	-1,3	-1,32
$m_{гп}$	1,9	1,9	1,87	1,83	1,79	1,79	1,78
$C_{гп} (W_{п} \leq 1 \text{ м/с})$	-0,13	-0,13	-0,13	-0,14	-0,17	-0,16	-0,17
$C_{гп} (W_{п} > 1 \text{ м/с})$	-0,44	-0,45	-0,46	-0,49	-0,57	-0,55	-0,56
$k_{вк}$	2,09	2,45	6,96	9,76	31,98	23,38	31,59
$n_{вк}$	-1,41	-1,42	-1,6	-1,44	-1,73	-1,7	-1,72
$m_{вк}$	1,31	1,33	1,34	1,36	1,46	1,45	1,47
$C_{вк} (W_{п} \leq 1 \text{ м/с})$	-0,16	-0,16	-0,17	-0,18	-0,2	-0,19	-0,2
$C_{вк} (W_{п} > 1 \text{ м/с})$	-0,85	-0,86	-0,88	-0,9	-0,99	-0,96	-0,98
$k_{гк}$	1,05	2,19	3,53	3,59	–	10,39	15,98
$n_{гк}$	-0,81	-0,84	-0,89	-0,87	–	-0,91	-0,93
$m_{гк}$	1,54	1,56	1,6	1,63	–	1,8	1,83
$C_{гк} (W_{п} \leq 1 \text{ м/с})$	-0,17	-0,17	-0,17	-0,17	–	-0,18	-0,18
$C_{гк} (W_{п} > 1 \text{ м/с})$	-0,33	-0,35	-0,39	-0,38	–	-0,42	-0,44

Для расчета времени прогрева мелких ($\delta \leq 10^{-3}$ м) частиц до момента воспламенения летучих в среде с концентрацией O_2 10...21 % использовалась эмпирическая зависимость В.И. Бабия [166]

$$\tau_{вЛ1} = k_{вЛ1} 5,3 \cdot 10^{14} T_r^{-4} \delta^{0,8}, \text{ с.} \quad (3.36)$$

Определение времени прогрева крупных ($\delta \geq 5 \cdot 10^{-3}$ м) частиц при температуре газового потока $T_r = 1173 \dots 1373$ К проводилось по зависимости, предложенной в [222, 524]:

$$\tau_{вЛ2} = k_{вЛ2} 10^{13} T_r^{n_{вЛ}} \delta^{m_{вЛ}} (1 + w_{отн}^{c_{вЛ}}), \text{ с.} \quad (3.37)$$

где $w_{отн}$ – скорость обтекания частицы потоком, м/с. Опытные коэффициенты $k_{вЛ1}$, $k_{вЛ2}$, $n_{вЛ}$, $m_{вЛ}$, $c_{вЛ}$ приведены в таблице 3.4.

Для частиц размером $10^{-3} \leq \delta \leq 5 \cdot 10^{-3}$ м возможно использование любой из зависимостей (3.36) или (3.37), однако расчеты проводились по зависимости (3.37), учитывающей влияние большего количества различных параметров.

3.1.4.2 Выход и горение летучих

В процессе термического разложения из твердого топлива происходит выделение летучих веществ в виде газообразных и жидких продуктов: углеводородов, окислов углерода, смол, пирогенетической воды, кислот, азот- и серосодержащих соединений. Общее количество и состав вышедших летучих в определенной степени зависят от термических и иных условий, в которых осуществляется процесс деструкции – скорости нагрева частиц, максимальной температуры, состава окисляющего или газифицирующего агента и др. Количество выделившихся летучих зависит от их содержания в исходном топливе и от скорости разрушения определенных групп связей. Для расчета динамики выхода суммарного количества летучих использовалась зависимость [525]

$$V = \sum_{i=1}^n C_{0i} [1 - \exp(-k_i \tau)], \quad (3.38)$$

где V – суммарное количество летучих веществ, которое может выделиться к моменту полного завершения термолитиза; i – число групп реакций, учитывае-

мых при описании процесса термоллиза; C_{0i} – количественная характеристика определенной группы летучих, причем $C_{01} + C_{02} + \dots + C_{0i} = 1$; k_i , 1/с – константа скорости реакции для соответствующей группы реакций, 1/с, (считаем, что она подчиняется зависимости Аррениуса). Процесс выхода летучих считается законченным, когда суммарное количество выделившихся продуктов термоллиза составляет 90 % от содержания летучих в исходном топливе [222].

В разработанной модели для расчета выхода летучих применялась двухкомпонентная схема, являющаяся более точной и рекомендуемая [525] для использования при анализе процесса термоллиза топлив, богатых летучими. При расчете использовались константы скорости реакций разложения, приведенные в [514, 525].

Сравнение расчетных кривых выхода летучих из частицы азейского бурого угля размером $\delta = 5$ мм, полученные по однокомпонентной и двухкомпонентной схемам с учетом изменения температуры частицы в процессе прогрева, показало (рисунок 3.19), что время выхода летучих, рассчитанное по двухкомпонентной схеме, больше, чем при использовании однокомпонентной схемы, однако обе кривые имеют S-образный профиль. На кривой, полученной по двухкомпонентной схеме, образуются два временных отрезка, в пределах которых происходит интенсивное выделение первой и второй групп летучих.

Для оценки времени выхода и горения летучих в среде с $C_{O_2} = 10 \dots 21$ % использовано эмпирическое выражение, предложенное В.И. Бабием для мелких частиц ($\delta \leq 10^{-3}$ м) [166]:

$$\Delta\tau_{\text{гдл}} = k_{\text{гдл}} 0,5 \cdot 10^6 \delta^2, \text{ с.} \quad (3.39)$$

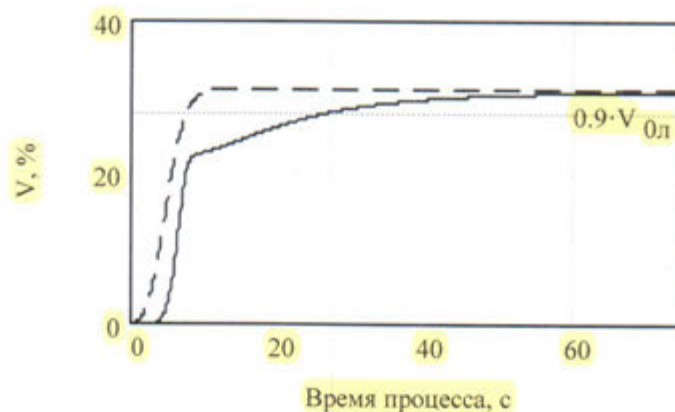


Рисунок 3.19 – Выход летучих из частиц азейского бурого угля ($\delta = 5$ мм) в среде с температурой $T_{cp} = 1500$ К
(- - - - - однокомпонентная схема; — — — — — двухкомпонентная схема)

Расчет времени выхода и горения летучих для крупных ($\delta \geq 5 \cdot 10^{-3}$ м) частиц проводился по зависимости, предложенной С.М. Шестаковым и В.К. Любовым [222, 524]:

$$\Delta\tau_{\text{гл2}} = k_{\text{гл2}} \cdot 10^8 T_r^{n_{\text{гл}}} \delta^{m_{\text{гл}}} (1 + w_{\text{отн}}^{c_{\text{гл}}}), \text{ с}, \quad (3.40)$$

где $k_{\text{гл1}}$, $k_{\text{гл2}}$, $n_{\text{гл}}$, $m_{\text{гл}}$, $c_{\text{гл}}$ – опытные коэффициенты [524], приведенные в таблице 3.4. Для частиц размером $10^{-3} \leq \delta \leq 5 \cdot 10^{-3}$ использована зависимость (3.40).

3.1.4.3 Горение углерода кокса и его реагирование с оксидами азота в топочном процессе. Анализ констант скоростей реакций

Процесс горения кокса с точки зрения тепловыделения является основным при горении твердого топлива. Протяженность этой стадии составляет до 90 % от времени всего процесса горения.

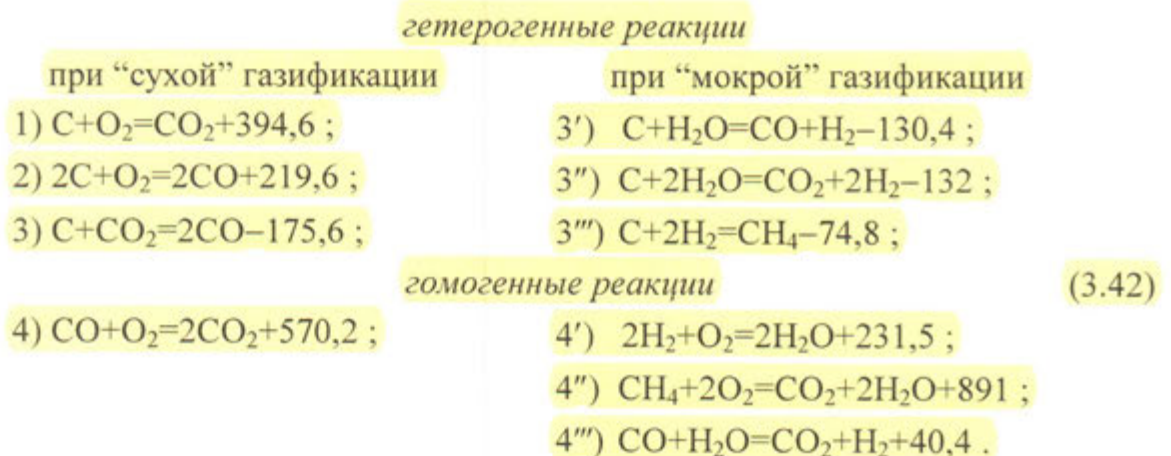
Кокс органического топлива состоит из углерода и золы. Зола по своей природе и распределению в исходном твердом топливе разделяется на внутреннюю и внешнюю. При размоле угля в процессе приготовления пыли основная масса внешней и частично внутренней золы отделяется от горючей массы. Зола, оставшаяся в коксовом остатке, не оказывает существенного влияния на горение углерода, ввиду чего появляется возможность рассмотрения процесса горения коксового остатка как горение чистого углерода.

Специальными опытами [34] по изучению поведения топливной золы при дроблении топлива в процессе подготовки его к сжиганию в НТВ-топочном устройстве установлено, что основная масса золы отделяется от исходного топлива в процессе дробления, что дает возможность, как и при моделировании горения пыли, не учитывать влияние золы на горение углерода и использовать в разрабатываемой методике модель сегрегирующейся золы и сжимающейся частицы [222]. Ввиду этого при расчете процесса горения углерода кокса в рассмотрение введен коэффициент

$$K^r = 1 - (W^r + A^r + V^r)/100, \quad (3.41)$$

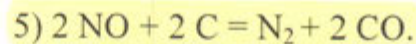
учитывающий относительное содержание кокса в рабочей массе топлива (W^r , A^r , V^r – соответственно влажность, зольность и выход летучих на рабочую массу топлива, %).

Анализ существующих методик расчета процесса горения натурального твердого топлива [166, 222, 521, 526...531 и др.] показал, что наиболее полное горение углеродных частиц в НТВ-топочной камере может быть описано набором химических реакций, предложенным В.В. Померанцевым и С.М. Шестаковым [222], где механизм горения углерода при “сухой” и “мокрой” газификации представляется следующими итоговыми гетерогенными и гомогенными реакциями (тепловой эффект в кДж/моль):



(3.42)

Разложение оксидов азота на углеводе кокса учтено реакцией



В соответствии с [222] обозначения основных реагирующих компонентов приняты следующим образом: O_2 – 1; CO_2 – 2; CO – 3; H_2 – 4; H_2O – 5, а оксиды азота NO – 6, азот N_2 – 7.

Изменение констант скорости химических реакций от температуры подчиняется зависимости Аррениуса [222, 532]

$$k_i = k_{0i} \cdot \exp(-E_i/(RT)), \quad (3.43)$$

где k_{0i} – предэкспоненциальный множитель зависимости Аррениуса для гетерогенных м/с и для гомогенных (в л/с) реакций; E_i – кажущаяся энергия активации i -й реакции, Дж/моль.

Использование зависимости для полюса (точки, в которой по мере роста температуры сходятся линии констант скоростей реакций в полулогарифмических координатах Аррениуса ($\lg k = f(1/T)$)) позволяет связать между собой энергию активации и предэкспоненциальный множитель. Для расчета этой связи используем полюс, предложенный С.М. Шестаковым [34, 222, 525]:

$$\lg k_0 = 0,2 \cdot 10^{-4} E + 2. \quad (3.44)$$

Большой разброс значений энергий активации, полученных при обработке экспериментальных данных даже на одном виде углеродного материала, вызвано не только неоднородностью углеродных материалов, но и недостаточно строгим учетом диффузионного влияния. Это затрудняет выбор значений k_0 и E . Исследования Л.А. Вулиса, В.В. Померанцева и др. показывают, что для одного и того же кокса между значениями энергии активации различных реакций углерода с O_2 и CO_2 имеется определенная связь. На основании анализа многочисленных опытных данных в [222, 525] рекомендуются следующие соотношения между значениями энергий активации различных реакций:

$$E_{C+O_2=CO}/E_{C+O_2=CO_2} = 1,1;$$

$$E_{C+CO_2=2CO}/E_{C+O_2=CO_2} = 2,2; \quad (3.45)$$

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

Для учета массообмена вблизи углеродной поверхности использован метод приведенной пленки [222]. Приняты следующие допущения:

стефановский поток не оказывает влияния на толщину приведенной пленки;
 приведенная пленка рассматривается как плоская;
 термодиффузия по толщине приведенной пленки отсутствует;
 скорость гомогенных реакций и коэффициент диффузии рассчитываются по средней температуре приведенной пленки;
 внутрипористое реагирование не учитывается вследствие его малости;
 для диффузии в многокомпонентной газовой смеси принят средний коэффициент диффузии.

Для оценки степени влияния реакции 4 системы (3.42) в выгорании углеродной частицы используется критерий Семенова (Se), характеризующий отношение потока вещества, поглощенного гомогенной реакцией 4 догорания, к его диффузионному потоку:

$$Se = \sqrt{\frac{k_4 \Delta^2}{D}}, \quad (3.46)$$

где k_4 – константа скорости реакции 4; $\Delta = \delta/Nu_D$ – толщина приведенной пограничной пленки, м; D – коэффициент диффузии, m^2/c .

Коэффициент диффузии в многокомпонентной смеси определяется из соотношения Уилка

$$D_{1n} = \frac{1 - x_1}{x_2 / D_{12} + x_3 / D_{13} + x_4 / D_{14} + \dots}, \quad (3.47)$$

где $x_1 = p_1/P$, $x_2 = p_2/P$ и т.д. – молярные доли компонентов в смеси; $D_{1,2}$, $D_{1,3}$, $D_{1,4}$ – коэффициенты взаимной диффузии веществ при реальных условиях, определяемые по зависимости Винкельмана

$$D_{12} = D_{012} (T/T_0)^{1,75} P_0/P, \quad (3.48)$$

где D_{012} – коэффициент взаимной диффузии веществ при н.у. ($P_0 = 101,3$ кПа, $T_0 = 273$ К).

По мере возрастания скорости реакций 4 и 4' системы (3.42), а также увеличения толщины пограничного слоя кислород все в большей степени расходуется на догорание CO и H₂ в пределах приведенной пленки. При этом возможны следующие случаи:

1. Кислород достигает поверхности углеродной частицы. Эту схему называют схемой горящего пограничного слоя. Она имеет место при сравнительно невысоких температурах и небольшой толщине пограничного слоя.

2. Кислород не достигает поверхности углеродной частицы, расходуясь на догорание CO и H₂ в пределах приведенной пленки. Такую схему называют схемой двойного горящего пограничного слоя. Она возможна при высокой температуре процесса и горении крупных частиц топлива.

3. В пределах приведенной пленки происходят только диффузионные процессы, а оксид углерода и водород выходят из приведенной пленки и сгорают в газовом потоке. Этот случай называют схемой с негорящим пограничным слоем. Такая схема характерна для мелких углеродных частиц в условиях умеренных температур, что характерно для пылеугольных топок.

Схема горения углеродной частицы определяется с помощью критерия Н.Н. Семенова. При $Se \leq 0,4$ можно пренебрегать горением CO и H₂ в пределах приведенной пленки и применять для анализа процесса горения схему негорящего пограничного слоя; при $0,4 < Se < 2,0$ – схему горящего пограничного слоя; при $Se \geq 2,0$ применяется схема двойного горящего пограничного слоя; если $Se > 100$ – схема двойного горящего пограничного слоя с догоранием CO на поверхности горения внутри приведенной пленки.

Рассмотрим перечисленные схемы с учетом разложения оксидов азота на углероде кокса и запишем выражения для потока углерода с реагирующей поверхности для определения доли реакции (1.6) и, в конечном итоге, снижения концентрации NO.

3.1.4.3.1 Горящий пограничный слой

При $0,4 < Se < 2,0$ необходимо учитывать горение CO и H_2 (реакции 4 и 4') в пределах приведенной пленки (рисунок 3.20, *a*). Кислород, несмотря на взаимодействие с CO и H_2 , достигает поверхности, и может протекать его прямое взаимодействие с углеродом. Отношение констант реакций 4 и 4' при топочных температурах около 1500 К составляет примерно 10^6 и, следовательно, реакцией догорания окиси углерода 4 в пограничном слое можно пренебречь.

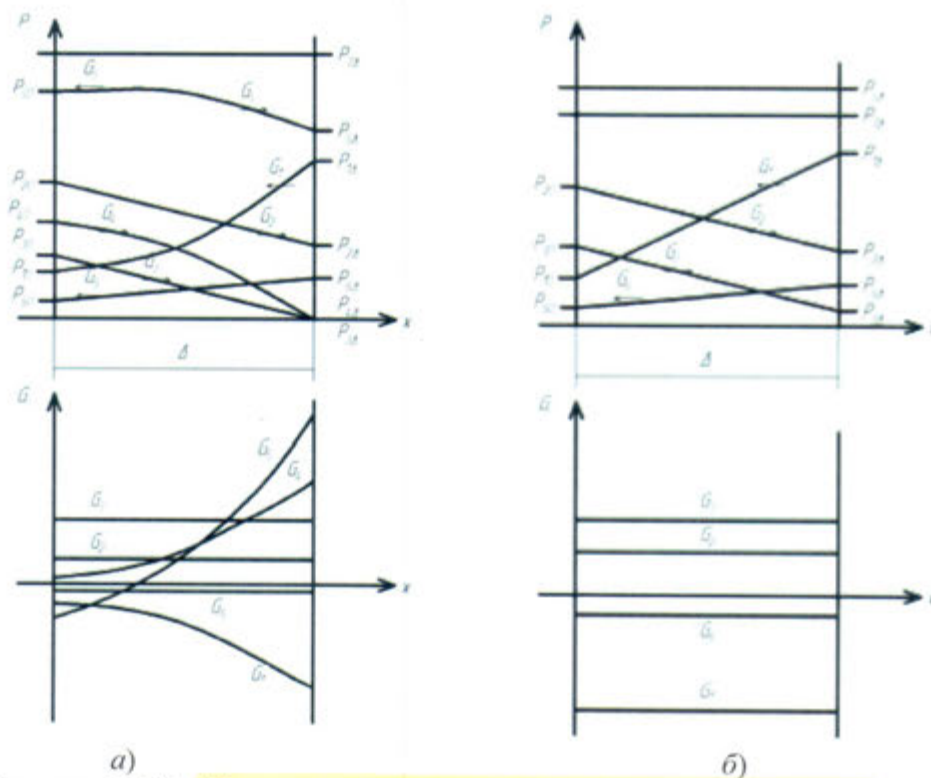


Рисунок 3.20 – Пример распределения парциальных давлений и потоков компонентов в приведенной пленке для случаев *a* – горящего пограничного слоя и *b* – негорящего пограничного слоя (индексы: "0" – поверхность частицы; "Δ" – поток)

Набор гипотетических реакций для этого случая:

- 1) $C + O_2 = CO_2$;
- 2) $C + O_2 = CO$;
- 3) $C + CO_2 = CO$;
- 3') $C + 2H_2O = CO + H_2$;
- 4') $H_2 + O_2 = 2H_2O$;
- 5) $2NO + C = N_2 + CO$.

(3.49)

$$\frac{d\delta}{d\tau} = -\frac{2M_c}{\rho_v} G_c, \text{ м/с}, \quad (3.83)$$

где $M_c = 12$ кг/кмоль – молярная масса углерода; $m = (\pi/6)\delta_{\text{экв}}^3 \rho$ – масса сферической частицы, кг; $\pi \cdot \delta_{\text{экв}}^2 = f_{\text{пов}}$ – площадь наружной поверхности, м².

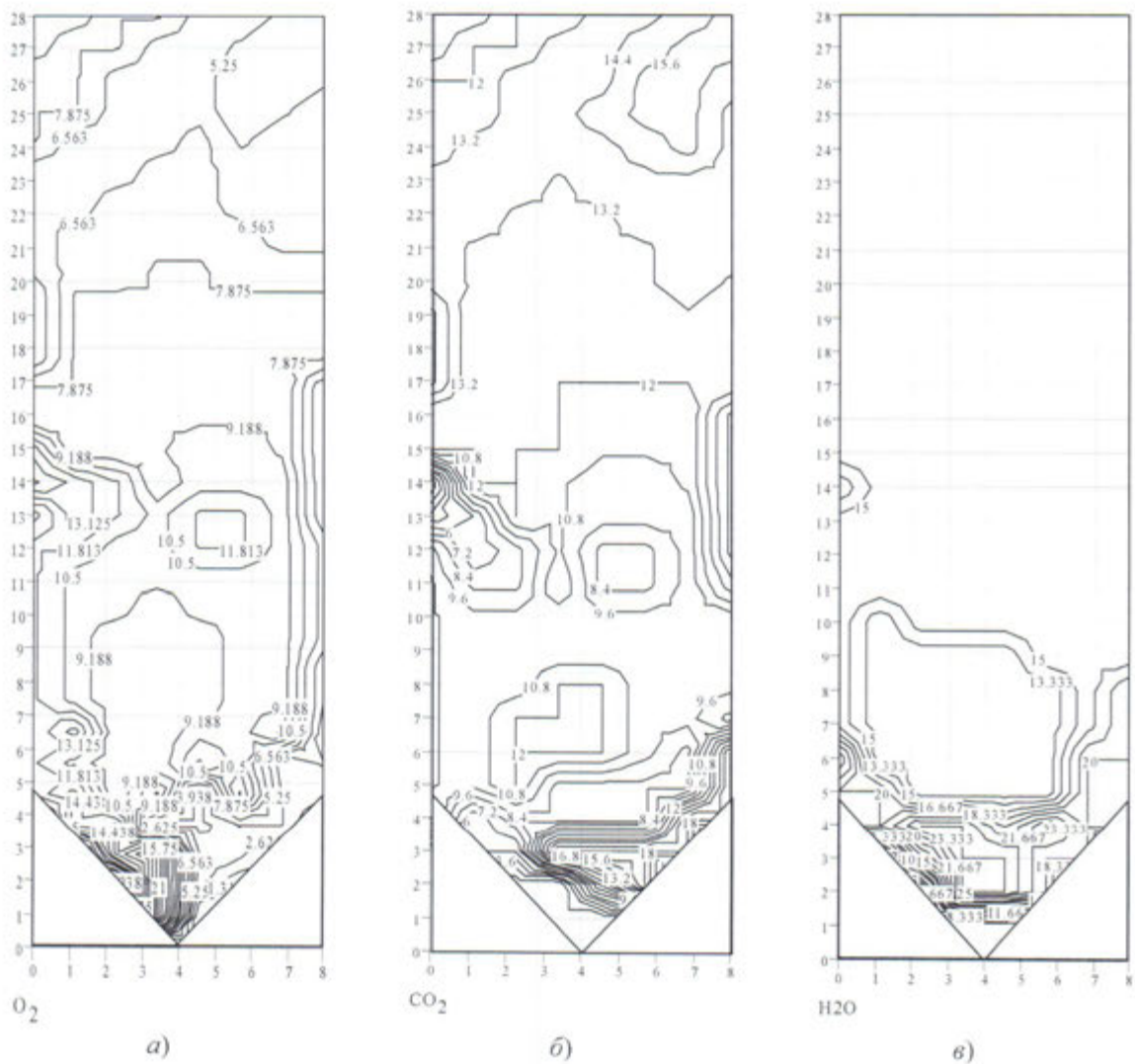


Рисунок 3.22 – Пример полей концентраций, %, основных реагирующих компонентов (а – O₂; б – CO₂; в – H₂O) в НТВ-топке котла ПК-24 ст. № 9 ИТЭЦ-10, построенные на основании экспериментальных данных

Парциальные давления основных реагирующих компонентов (O₂, CO₂, H₂O) при расчете горения углеродной частицы определялись из полей концентраций (рисунок 3.22), построенных на основании обработки экспериментальных данных при испытаниях котла ПК-24 ст. № 9 ИТЭЦ-10. Парциальное давление оксидов азота определялось по расчетному полю концентраций NO,

полученного из решения дифференциального уравнения массообмена при наличии источникового члена (раздел 3.1.5.1).

Таблица 3.5 – Данные для расчета констант скорости реакции $2\text{NO} + 2\text{C} = \text{N}_2 + 2\text{CO}$

k_0	E , кДж/моль	Вид углерода	Источник
$3,37 \cdot 10^5$	–	полукокс ирша-бородинского угля	[78]
$4,4 \cdot 10^5$	82,046	засыпка графона	[431]
$4,7 \cdot 10^3$	83,72	засыпка графона	[535]
$5,7 \cdot 10^3$	87,91	слой сажи	[536]
$2,6 \cdot 10^3$	71,06	засыпка графона	[433]
$7,1 \cdot 10^5$	86,50	полукокс ирша-бородинского угля	[435, 537]
$1,57 \cdot 10^8$	34,0	углерод	[538]
$4,18 \cdot 10^4$	145,0	Уголь Taiheiyu ($C^d = 65,4\%$; $H^d = 4,47\%$; $O^d = 12,5\%$; $N^d = 0,79\%$; $S^d = 0,21\%$; $A^d = 16,63\%$)	[539]
$1,4 \cdot 10^3$	87,0	антрацит	[534]
$3,37 \cdot 10^5$	52,38	Березовский уголь, кузнецкий тощий, кузнецкий и кизеловский газовые угли	[540]

3.1.5 Модель генерации и преобразования оксидов азота и серы в низкотемпературном вихревом топочном процессе

3.1.5.1 Генерация и разложение оксидов азота на коксовых частицах при стадийном подводе окислителя

Распределение концентраций NO по сечению топки (поле концентраций) в известном поле скоростей газового потока (см. раздел 3.1.1) определялось путем численного решения (схема “против потока” [541...543]) дифференциального уравнения массообмена при наличии источникового члена (зоны генерации NO):

$$\frac{\partial}{\partial \tau} (\rho C_{\text{NO}}) + \nabla (\rho w C_{\text{NO}}) = \rho D_{\text{NO}} \nabla^2 C_{\text{NO}} + J_{\text{NO}}, \quad (3.84)$$

где C_{NO} – массовая концентрация оксидов азота; w – скорость газового потока; D_{NO} – средний эффективный коэффициент диффузии NO в смеси топочных газов; J_{NO} – интенсивность генерации оксидов азота (мощность источника NO).

Мощность источника J_{NO} определяется в предположении генерации “топливных” оксидов азота ($T_{max} < 1600$ К), происходящей на стадии выхода летучих из топлива, и находится из решения системы уравнений

$$J_{NO} = \begin{cases} \frac{dN_{2i}}{d\tau_i} = k_{01} e^{-E_1/(RT_i)} \frac{1}{T_i} [N_i]^2 \\ \frac{dNO_{xi}}{d\tau_i} = k_{02} e^{-E_2/(RT_i)} \frac{1}{T_i} [O_2]_i^{1.8} [N]_i \end{cases}, \quad (3.85)$$

где $[N]_i$ – концентрация атомарного азота, получаемая из балансового выражения

$$[N]_i = [k_{pa} N^r - (N_{2i} + NO_{xi}) k_{VT}] \mu_i, \quad (3.86)$$

где k_{pa} – коэффициент разложения азотсодержащих веществ; N^r – содержание азота в рабочей массе топлива; μ – концентрация топлива в газах;

$$k_{VT} = V^0 (k_V + \alpha_r - 1) 0,625 \cdot 10^{-6}, \quad (3.87)$$

где V^0 – теоретический расход воздуха на горение; α_r – коэффициент избытка воздуха при горении.

Энергии активации $E_1 = 4,2$ МДж/моль и $E_2 = 31,2$ МДж/моль приняты по справочным данным [544], а предэкспоненциальные множители k_{01} и k_{02} – по [166]. Коэффициент разложения азотсодержащих веществ (выражение (3.86)):

$$k_{pa} = (1 - q_{4li}) k_i, \quad (3.88)$$

где q_{4li} – недожог летучих; опытный коэффициент $k_i = (T_i - 823)^2 / (3,8 \cdot 10^5)$ по [166].

Снижение генерации оксидов азота за счет рекомбинации атомарного азота учтено через коэффициент рекомбинации зависимостью

$$k_p = (N_2/N^r) \cdot k_{VT}. \quad (3.89)$$

Для решения уравнения (3.84) топочная камера разбита на зоны (размером $0,25 \times 0,25 \times 0,25$ м). В результате расчета определяются поля концентраций образовавшихся, а затем – количество разложившихся оксидов азота по зонам с учетом полифракционности топлива.

3.1.5.2 Образование и связывание оксидов серы в НТВ-топке

Генерация оксидов серы из органической и колчеданной серы, входящей в состав твердого топлива, (реакции 2.28...2.30) рассчитывалась в предположении, что увеличение содержания SO_2 в потоке топочных газов пропорционально выгоранию углерода кокса топлива. Принимая во внимание то обстоятельство, что основная масса топлива выгорает в нижней вихревой зоне, в конечном итоге, по всей видимости, механизм генерации оксидов серы при учете ее полного сгорания не окажет заметного влияния на распределение их концентраций в НВЗ НТВ-топки.

Распределение концентраций SO_2 по сечению топки (поле концентраций) в известном поле скоростей газового потока (см. раздел 3.1.1) определялось путем численного решения дифференциального уравнения массообмена

$$\frac{\partial}{\partial \tau} (\rho C_{SO_2}) + \nabla(\rho \bar{w} C_{SO_2}) = \rho D_{SO_2} \nabla^2 C_{SO_2} + J_{SO_2}, \quad (3.90)$$

где C_{SO_2} – массовая концентрация оксидов серы; D_{SO_2} – средний эффективный коэффициент диффузии SO_2 в смеси топочных газов при наличии источников члена (зона генерации SO_2), описываемого в виде

$$J_{SO_2} = \frac{dG_{SO_2}}{d\tau} = \frac{G_C \cdot S^{daf}}{V \cdot 100}, \quad (3.91)$$

где J_{SO_2} – мощность источника SO_2 , $кг/м^3 \cdot с$; G_C – скорость выгорания углерода кокса, $кг/с$; S^{daf} – содержание серы в сухой беззольной массе топлива, %; V – объем расчетной ячейки, $м^3$.

В полученном поле концентраций SO_2 расчетным путем определялось количество оксидов серы, прореагировавших с CaO золы топлива, после чего находилась их степень связывания.

Для решения задачи связывания оксидов серы с CaO золы топлива использована модель [545], для чего полидисперсная система частиц золы разбивается на фракции по крупности; в пределах каждой фракции определяется количество (с учетом доли CaO в золе топлива) частиц CaO среднего радиуса R_i , который не меняется в процессе сульфуризации. В каждый момент времени количество SO_2 в газе, $моль/см^3$, находится из известного поля концентраций оксидов серы. Для каждой фракции i ($i = 1, 2, \dots, n$) решается система

уравнений для концентрации SO_2 внутри частицы C_i и радиуса не прореагировавшего ядра CaO в зерне r_i :

$$\begin{cases} \frac{d^2 C_i}{dR^2} + \left(\frac{2}{R} + \frac{d \ln D_{\text{eff},i}}{dR} \right) \frac{dC_i}{dR} = A_i \frac{k_{\text{eff},i}}{D_{\text{eff},i}}; \\ \frac{dR_i}{d\tau} = - \left(\frac{M_{\text{CaO}}}{\rho_{\text{CaO}}} \right) k_{\text{eff},i}. \end{cases} \quad (3.92)$$

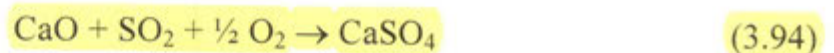
где C_i – концентрация SO_2 внутри частицы фракции i ; $D_{\text{eff},i}$ – эффективный коэффициент диффузии SO_2 внутри частицы фракции i ; A_i – поверхность реагирования, отнесенная к объему пористой частицы; $k_{\text{eff},i}$ – эффективная константа скорости реакции; M_{CaO} и ρ_{CaO} – молекулярный вес и плотность CaO .

Граничные условия системы (3.92):

$$\begin{cases} dC_i/dR = 0, & R=0; \\ C_i = C_0(\tau), & R = R_i; \\ r_i = r_3, & \tau=0, \end{cases} \quad (3.93)$$

где $C_0(\tau)$ – концентрация SO_2 в газе; R_i – радиус частиц извести фракции i ; r_i – радиус непрореагировавшего ядра CaO в зерне; r_3 – начальный радиус зерен.

В расчетах принималось, что пористые частицы CaO золы топлива состоят из непористых сферических зерен одинакового радиуса r_3 , который растет в процессе сульфуризации зерен, уменьшая тем самым пористость частиц извести. Гетерогенная реакция



включает в себя следующие физико-химические механизмы:

диффузию SO_2 из газового объема внутрь частицы через поры между зёрнами;

диффузию SO_2 через твердый слой CaSO_4 , образующийся на поверхности зерен;

химическое реагирование CaO и SO_2 на поверхности раздела CaO и CaSO_4 внутри зерен.

Предполагается, что реакция (3.94) идет при избытке O_2 .

Эффективный коэффициент диффузии в порах:

$$D_{eff} = D\Pi_x^2, \quad (3.95)$$

где Π_x – пористость реагирующей частицы, D – коэффициент комбинированной диффузии, рассчитываемый по формуле

$$D = (D_m^{-1} + D_k^{-1})^{-1}, \quad (3.96)$$

Коэффициент D_m взаимодиффузии (SO_2 – воздух), определяемый по теории Энскога–Чепмена рассчитывается по зависимости

$$D_m = \exp(1,66\ln T - 11,3), \text{ см}^2/\text{с}, \quad (3.97)$$

а коэффициент кнудсеновской диффузии – по зависимости

$$D_k = 19400 \frac{\Pi_x}{S_{surf}\rho} \left(\frac{T}{M_{\text{SO}_2}} \right)^{1/2}, \text{ см}^2/\text{с}, \quad (3.98)$$

где S_{surf} – площадь реагирующей поверхности $\text{см}^2/\text{г}$, определенная методом Брюнауера–Эммета–Теллера (Brunauer–Emmett–Teller (BET)) [546, 547]; ρ – плотность частицы CaO , $\text{г}/\text{см}^3$; M_{SO_2} – молекулярная масса SO_2 .

Коэффициент диффузии SO_2 через твердый слой CaSO_4 , образующийся на поверхности зерен, находился из выражения для $D_{\text{SO}_2-\text{CaSO}_4}$, записанного в форме зависимости Аррениуса

$$D_{\text{SO}_2-\text{CaSO}_4} = 0,0124 \exp(-12200/T), \text{ см}^2/\text{с}. \quad (3.99)$$

Начальный радиус зерна находился из выражения

$$r_3 = 3/(S_{surf}\rho_{\text{CaO}}) \quad (3.100)$$

при условии, что площадь реагирующей поверхности S_{surf} частицы CaO радиусом 0,09 мкм, определенная по методу BET, составляет $10 \text{ м}^2/\text{г}$ [545].

Константа скорости реакции (3.94), записанная в форме зависимости Аррениуса

$$k = 0,327 \cdot 10^{-5} \exp(-6445/T), \frac{\text{МОЛЬ}}{\text{СМ}^2 \cdot \text{С}}, \quad (3.101)$$

получена в работе [545] путем обработки опытных данных.

Для момента времени τ из (3.92) и (3.93) получаем зависимости $C_i = C_i(R, \tau)$ и $r_i = r_i(R, \tau)$. Для каждой фракции i вычисляется степень сульфуризации частиц извести

$$x_i(\tau) = \left(\frac{3}{R_i^3} \right) \int_0^{R_i} R^2 \left(1 - \frac{r_i^3}{R_i^3} \right) dR, \quad (3.102)$$

где $x_i(\tau)$ – степень сульфуризации.

Так как при сульфуризации один моль CaO связывает один моль SO₂, то

$$C_0(\tau) = SO_2 - \sum_i x_i(\tau) CaO_i. \quad (3.103)$$

Численное интегрирование системы (3.92) проводится до тех пор, пока не обратится в нуль либо $C_0(\tau)$, либо пористость частицы извести $\Pi_i = \Pi_i(R, \tau)$ у её поверхности (при $R = R_i$).

По представленной методике составлен алгоритм и программа расчета (блок-схема программы приведена в приложении 5), произведена ее отладка и тестирование по опытным данным [34, 166, 218, 290, 318, 514, 524, 540, 548 и др.]. Программа имеет блочное построение, что дает возможность проведения расчетов и анализа отдельных составляющих процесса путем отключения отдельных блоков или подключения новых. Проведенное тестирование как отдельных блоков, так и программы в целом показало удовлетворительное совпадение расчетных данных с экспериментальными, что дает возможность использовать ее для расчета процесса горения в НТВ-топочных камерах с одновременным исследованием процессов образования и разложения оксидов азота, генерации оксидов серы и их взаимодействия с CaO золы топлива.

3.2 Результаты расчетного исследования процесса горения полифракционного твердого топлива, генерации и преобразования вредных веществ в НТВ-топке. Анализ результатов

Расчетное исследование процесса горения полифракционного твердого топлива с учетом разложения оксидов азота на коксовых частицах в процессе горения проведено применительно к НТВ-топке котла ПК-24 ИТЭЦ-10. Исследовалось горение (азейский, ирша-бородинский, березовский) бурых и каменных (черемховский, нерюнгринский, кузнецкий) углей, сжигавшихся

зона топки достаточно изотермична. Температура факела изменяется в пределах 1250...1400 °С, на выходе из топки – 950...960 °С, что практически совпадает с расчетными значениями (рисунок 4.40). С момента пуска котел отработал более 6000 часов в основном при паровой нагрузке 90...100 т/ч. Шлакования топки и загрязнения конвективных поверхностей нагрева не наблюдалось.

Таким образом, в результате модернизации котла БКЗ-85-1,3 с переводом на НТВ-сжигание получены следующие результаты:

1. Выбросы газовых загрязнителей (оксиды азота и серы) не превышают установленных требований при сжигании проектного топлива (кузнецкие каменные угли марки ССР) в котлах установленной мощности ($D < 420$ т/ч).

2. Повышена до 100 т/ч (на 18 %) номинальная паропроизводительность котла и обеспечена его устойчивая работа на кузнецком каменном угле марки ССР в диапазоне нагрузок $D = (0,5...1,05)D_{\text{ном}}$ без подсветки факела мазутом.

3. КПД (брутто) котла в рабочем диапазоне нагрузок $D = (0,8...1,05)D_{\text{ном}}$ составляет $\eta = 90,5...91,2\%$.

По итогам НТВ-сжигания кузнецких углей в котле БКЗ-85-1,3 ст. № 1 МУП «Южная тепловая станция», в 2008 г. на НТВ-технологии переведен аналогичный котел ст. № 2, а в 2011 г. – котел ст. № 3. Внедрение нового метода на этих котлах позволило обеспечить эффективное сжигание кузнецких каменных углей различных марок с обеспечением требований по защите окружающей среды.

4.3 Развитие метода низкотемпературного вихревого сжигания при техническом перевооружении котла БКЗ-210-13,8 Кировской ТЭЦ-4. Опыт создания многотопливной топки

4.3.1 Описание и расчетные характеристики котла до технического перевооружения

Паровой котел БКЗ-210-13,8 ст. № 9 изготовлен на Барнаульском котельном заводе в 1967 году. Котел вертикально-водотрубный, однобарабанный, с естественной циркуляцией, П-образной компоновки, с твердым шлакоудалением, с уравновешенной тягой, имеет следующие расчетные параметры: паропроизводительность $D_{\text{ном}} = 210$ т/ч, давление перегретого пара $p_{\text{ном}} = 13,8$ МПа, температуру перегретого пара $t_{\text{ном}} = 813$ К (540 °С). Номинальная тепловая мощность котла составляет $Q = 143$ МВт (123 Гкал/ч). Расчетное

топливо – фрезерный торф. В связи с ограничениями поставок расчетного топлива (торфа) в котлах также сжигается кузнецкий каменный уголь (марок Г и Д) и природный газ.

Топочная камера котла БКЗ-210-13,8 имеет сечение в плане 9536×6656 мм, стены полностью экранированы трубами $\varnothing 60 \times 5,5$ мм. Регулирование температуры перегретого пара осуществляется впрыском собственного конденсата. Конвективная шахта представляет собой опускной газоход с размещенными в нем (в рассечку) водяным экономайзером и воздухоподогревателем.

Система пылеприготовления котла индивидуальная, замкнутая, сушильный агент – горячий воздух. Топливо из бункеров сырого угля подается скребковыми питателями в молотковые мельницы типа ММТ–1500/2510/735, оборудованные шахтными сепараторами. На фронтальной стене котла установлены 3 односопловые пылеугольные горелки (по числу пылесистем) с подводом пыли и воздуха параллельными струями. Для удаления шлака из топки на котле установлены два шнековых транспортёра производительностью по 12 т/час каждый.

Тягодутьевое оборудование котла состоит из двух дутьевых вентиляторов типа ВДН-20У-II и двух дымососов типа Д20×2. Очистка уходящих газов от золы осуществляется в мокропрутковых скрубберах.

Анализ работы котла БКЗ-210-13,8 (ст. №9) Кировской ТЭЦ-4 выявил следующие основные недостатки:

1. Концентрация оксидов азота при сжигании каменного угля достигает 1500 мг/нм^3 , при сжигании торфа – до 700 мг/нм^3 , что значительно выше нормативных показателей. При работе на газе выбросы NO_x достигают 370 мг/нм^3 .

2. Работа котлов на каменном угле ограничена шлакованием поверхностей нагрева. Максимальная нагрузка по условиям шлакования составляет не более 185 т/ч.

3. На твердом топливе (уголь и торф) котел работает с крайне низкими экономическими показателями. КПД (брутто) на каменном угле – 72...82 %, на торфе – 84...86 %. Расход резервного топлива при работе на фрезерном торфе достигает 20...30 % (по теплу).

Одно из основных требований к техническому перевооружению, наряду с ликвидацией перечисленных ограничений, – обеспечить нормативные требования по выбросам оксидов азота при работе на трех видах топлива (каменный уголь, торф и природный газ). Это потребовало проведения модельных исследований их генерации и преобразования в топочном процессе проектируемого котла.

4.3.2 Основные мероприятия при техническом перевооружении котла БКЗ-210-13,8 на метод НТВ-сжигания

Техническое перевооружение котла БКЗ-210-13,8 (ст. №9) Кировской ТЭЦ-4 на низкотемпературное вихревое сжигание осуществлено в 2007 году. Основные мероприятия при техническом перевооружении котла состояли в следующем. Топочная камера выполнена газоплотной (ширина и глубина топки по осям труб составляет соответственно 9536 и 6656 мм) из труб диаметром 60×5 мм с шагом 80 мм. В нижней части топки фронтальной и задней экраны образуют скаты «холодной» воронки, которые перекрывают ее устье в плане, при этом оставляя проход (по высоте) для выхода шлака из топки (общий вид котла показан на рисунке 4.48).

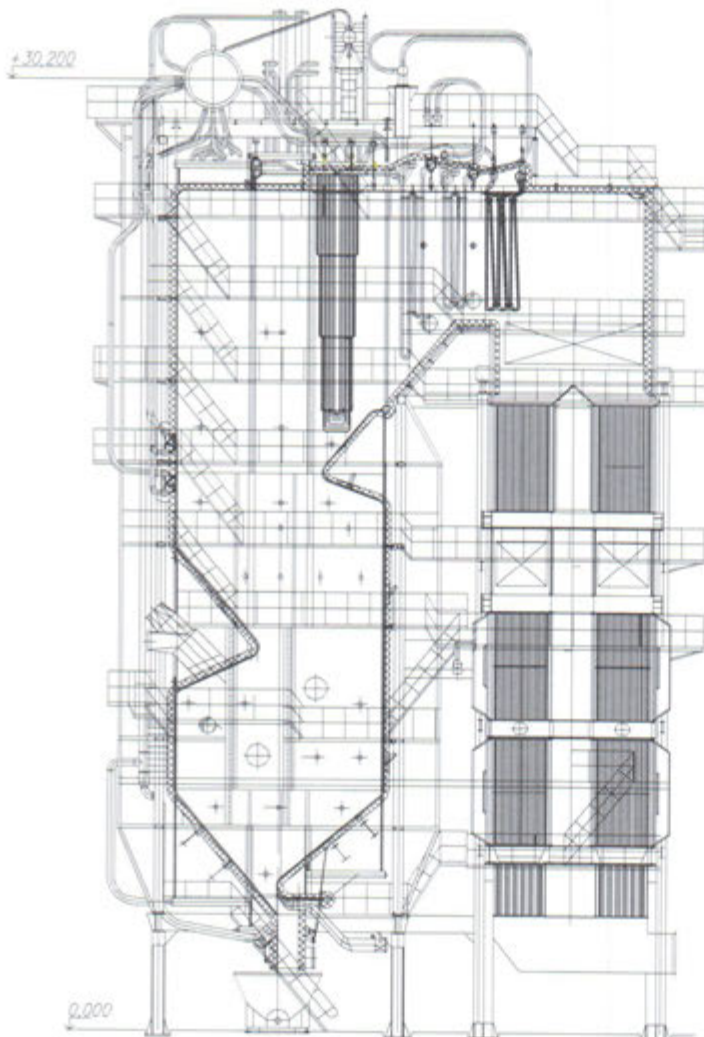


Рисунок 4.48 – Общий вид котла БКЗ-210-13,8 ст. №9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения на НТВ-технологию сжигания

В средней части топки в панели фронтальной стены установлены в один ярус по высоте 6 пылеугольных горелок, направленных вниз под углом 45° к горизонту, крайние из которых развернуты на угол 5° к оси топки. На вертикальном участке боковой стены топки (между скатом холодной воронки и аэродинамическим выступом в два яруса установлены 4 газомазутные прямоточно-вихревые горелки типа ГМПВ-45 (900/540). Газомазутные горелки оборудованы защитно-запальными устройствами (ЗЗУ) и фотодатчиками для индивидуального контроля факела горелки.

В устье холодной воронки установлена система нижнего дутья. На задней стене топочной камеры установлены три яруса сопел третичного дутья,

Таблица 4.12 – Основные расчетные характеристики котла БКЗ-210-13,8 после технического перевооружения

Наименование, размерность	Обозначение	Величина					
		Газ		Уголь		Фрез. горф	
Нагрузка котла относительная, $(D/D_{ном}) \cdot 100$	–	119 %	71 %	119 %	60 %	100 %	60 %
Нагрузка котла абсолютная, т/ч	D	250	150	250	125	210	125
Количество работающих пылесистем, шт.	–	–	–	3	2	3	2
Расход топлива (расчетный), $\text{нм}^3/\text{ч}$ (т/ч)	B_p	19,3	11,5	(31,2)	(15,7)	(78,0)	(46,3)
Давление пара на выходе из котла, $\text{кг}/\text{см}^2$	$P_{пп}$	140					
Температура пара на выходе из котла, °С	$t_{пп}$	540					
Температура воды на входе в котел, °С	$t_{ив}$	230					
КПД котла (брутто), %	η	94,8	95,2	92,4	91,9	88,2	88,5
Температура газов на выходе из топки, °С	$\vartheta''_т$	1073	841	1059	854	967	834
Температура уходящих газов, °С	$\vartheta''_{ух}$	118	109	134	117	156	139
Теоретически необходимое количество воздуха, $\text{нм}^3/\text{кг}$	V^0	9,46		5,54		2,1	
Коэффициент избытка воздуха на выходе из топки	α_t''	1,05	1,05	1,2	1,2	1,2	1,2
<i>Присосы:</i>							
в пылесистеме	$\Delta\alpha_{пл}$	0					
в топке	$\Delta\alpha_t$	0,02					
в пароперегревателе	$\Delta\alpha_{пп}$	0,03					
в экономайзере (вторая ступень)	$\Delta\alpha_{вэ2}$	0,02					
в экономайзере (первая ступень)	$\Delta\alpha_{вэ1}$	0,02					
в воздухоподогревателе	$\Delta\alpha_{вп}$	0,07					
Общий расход организованного воздуха, $\text{нм}^3/\text{с}$, (тыс. $\text{нм}^3/\text{ч}$)	$V_{орг}$	53,1 (191)	31,9 (114,8)	57,5 (207)	28,8 (103,7)	54,4 (196)	30,5 (109,8)
<i>Температура воздуха:</i>							
холодного, °С	$t_{хв}$	30					
на входе в ВП, °С	$t'_{вп}$	50					
горячего, °С	$t''_{вп}$	350		380		415	
аэросмеси, °С	$t_{асм}$	–		100		80	

равномерно размещенные по ширине котла. Каркас котла и площадки обслуживания в районе газомазутных горелок реконструированы. Скребокковые пи-

татели заменены на двухступенчатые двухшнековые с регулируемой частотой вращения.

Технические характеристики котла БКЗ-210-13,8 ст. №9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения приведены в таблице 4.12.

Новый котел предназначен для работы на трех основных топливах: кузнецком каменном угле марки Г и Д, фрезерном торфе и природном газе [564], расчетные характеристики которых приведены в таблицах 4.13 и 4.14.

Таблица 4.13 – Расчётные характеристики кузнецкого каменного угля марок Г, Д и фрезерного торфа

Наименование	Обозначение	Размерность	Расчетные характеристики	
			Кузнецкий уголь	Фрезерный торф
Элементарный состав топлива на рабочую массу:				
Влага	W^r	%	11,2...22,3	55,1
Зола	A^r	%	13,2...22,3	6,6
Сера	S^r	%	0,2...0,4	0,1
Углерод	C^r	%	43,3...59,4	21,7
Водород	H^r	%	3,1...4,3	2,3
Азот	N^r	%	1,4...1,9	1,0
Кислород	O^r	%	7,2...9,8	13,2
Низшая теплота сгорания	Q_i^r	ккал/кг	4119...5643	1750
		кДж/кг	17245...23626	7327
Зольность на сухую массу	A^d	%	14,9...28,7	14,7
Приведенные характеристики:				
влажность	$W_{пр}^r$	%·кг/МДж	0,47...1,29	7,74
зольность	$A_{пр}^r$	%·кг/МДж	0,56...1,29	0,93
сера	$S_{пр}^r$	%·кг/МДж	0,01...0,02	0,01
Теоретически необходимое количество воздуха	V^0	м ³ /кг	4,444...6,100	2,102
Объемы продуктов сгорания (при $\alpha=1$), в том числе:	V_r^0	м ³ /кг	5,025...6,659	3,047
Выход летучих на сухое беззольное состояние	V^{daf}	%	42,1...43,6	61,4
Коэффициент размоловоспособности	$K_{по}$	–	1,1...1,2	–
Гранулометрические характеристики топлива:				
- полный остаток на сите 100 мкм	R_{100}	%	30...35	40...60
- полный остаток на сите 500 мкм	R_{500}	%	1...2	
- полный остаток на сите 1000 мкм	R_{1000}	%		10...20

Выбросы газообразных оксидов серы при работе котельной установки БКЗ-210-13,8 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 до технического перевооружения не превышают нормативных, а выбросы оксидов азота существенно превышают

Таблица 4.14 – Расчётные характеристики природного газа

Состав топлива	Величина
метан CH_4	98,82
этан C_2H_6	0,18
пропан C_3H_8	0,04
углекислый газ CO_2	0,1
азот N_2	0,81
кислород O_2	0
Бутан C_4H_{10}	0,05
Удельная теплота сгорания на сухую массу (низшая), ккал/нм ³	7991,82

нормативные (при сжигании твердых топлив от 700 до 1500 мг/нм³, при работе на газе – 300...370 мг/нм³). Поэтому одним из основных требований к результатам работ, наряду с ликвидацией имевшихся ограничений, было обеспечение требований природоохранного законодательства по выбросам оксидов азота при сжигании трех видов топлива (каменный уголь, торф и природный газ), что потребовало на стадии проектирования котла проведения модельных исследований их генерации и преобразования в низкотемпературном вихревом топочном процессе.

4.3.3 Моделирование топочного процесса в низкотемпературной вихревой топке котла БКЗ-210-9,8-13,8 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 и результаты расчетного анализа

Модель котла БКЗ-210-13,8 (НТВ) ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 с низкотемпературной вихревой топкой (рисунок 4.49) учитывает заложенные проектные решения и дает возможность их изменения для оптимизации конструктивных характеристик и режимных параметров работы.

Модель топочного процесса основана на диффузионно-кинетической теории горения, учитывает генерацию и преобразование газообразных загрязнителей [565, 566], имеет возможность изменения качественных (вид и состав твердого топлива, его помол и пр.) и количественных (расход топлива, скорости горелочного воздуха, воздушов нижнего и третичного дутья и пр.)

характеристик процесса и позволяет проводить количественные оценки выбросов газообразных загрязнителей – оксидов азота и серы.

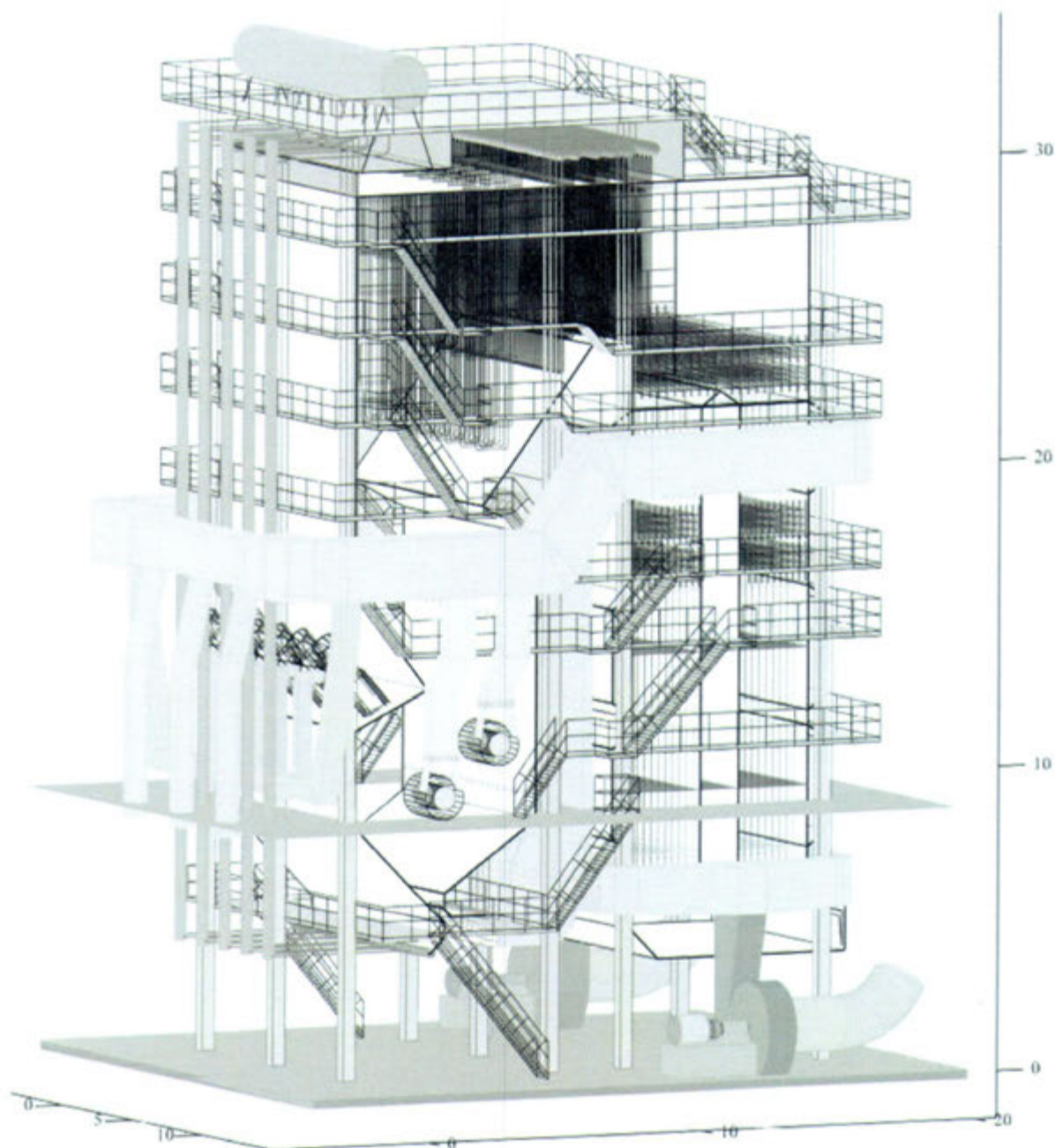


Рисунок 4.49 – Модель котла БКЗ-210-13,8 Кировской ТЭЦ-4 с низкотемпературной вихревой топкой

Нормативные показатели по выбросам оксидов азота при сжигании природного газа были гарантированы производителем газомазутных горелок ГМПВ-45. Расчеты процесса горения в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8 Кировской ТЭЦ-4 проведены для кузнечного угля и фрезерного торфа, характеристики которых принимались средними по данным таблицы 4.13. Размеры

топливных частиц, их число на 1 кг расчетного топлива, масса в пределах каждой фракции и площадь начальной поверхности реагирования находились путем обработки гранулометрических характеристик (рисунок 4.50) исходных топлив: кузнецкого угля ($R_{100} = 30\%$, $R_{500} = 1\%$), фрезерного торфа ($R_{100} = 50\%$, $R_{1000} = 15\%$); они представлены на рисунках 4.51 и 4.52. Расчетный размер самой мелкой частицы кузнецкого угля составил $\delta_{\min} = 40,6$ мкм, самой крупной частицы – $\delta_{\max} = 780$ мкм, а для фрезерного торфа соответственно $\delta_{\min} = 380$ мкм и $\delta_{\max} = 7,6$ мм.

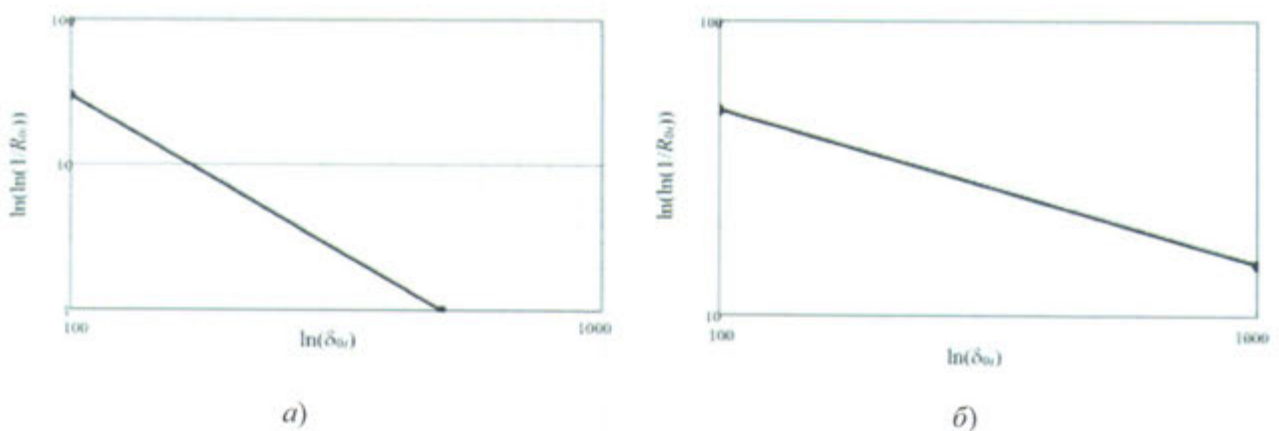


Рисунок 4.50 – Гранулометрические характеристики топлива низкотемпературного вихревого котла БКЗ-210-13,8 Кировской ТЭЦ-4 в логарифмических координатах:

a – для кузнецкого каменного угля ($R_{100} = 30\%$, $R_{500} = 1\%$);

б – для фрезерного торфа ($R_{100} = 50\%$, $R_{1000} = 15\%$)

Анализ гранулометрических характеристик проектных топлив показал, что для кузнецкого угля, ввиду его низкой реакционной способности, предусматривается к сжиганию тонкая пыль с равномерным помолом: показатель полидисперсности n составляет 0,834, а коэффициент b , характеризующий тонкость помола, равен 0,026.

В случае сжигания высокорекреакционного фрезерного торфа, обеспечивается грубый помол топлива ($n = 0,437$; $b = 0,093$), который пылью не является.

Для проведения расчетов топочная камера разбивалась на элементарные ячейки (рисунок 4.53), в узловых точках которых находились векторы скорости газоздушных потоков (рисунок 4.54). Полученная расчетная аэродинамическая картина течений (рисунок 4.55) использовалась для нахождения траекторий движения (рисунок 4.56) и расчетов выгорания реагирующих топливных частиц (рисунок 4.57) с одновременным определением результирующей

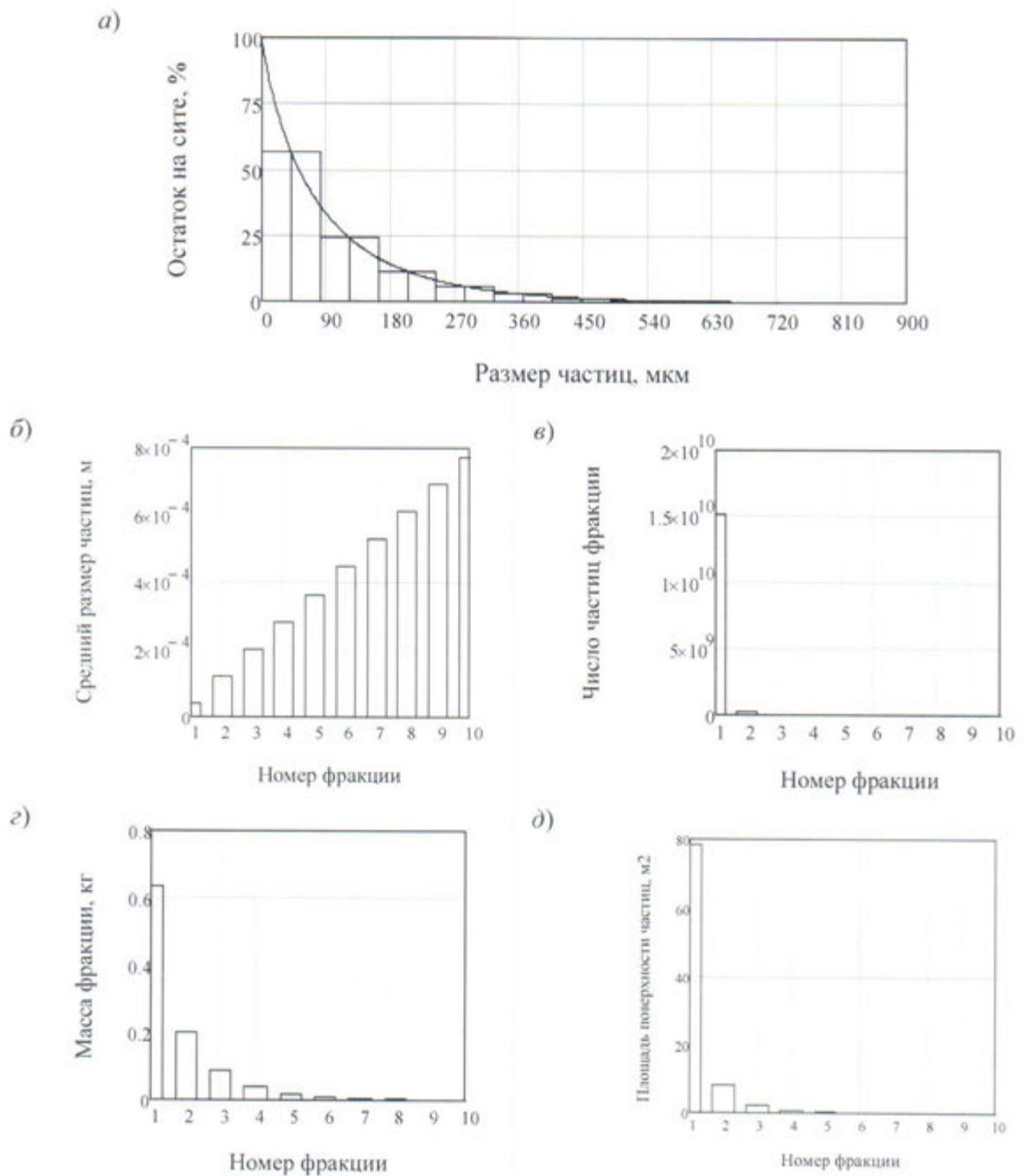


Рисунок 4.51 – Обработка рассеивочной кривой кузнецкого угля ($W^r = 12\%$, $A^r = 13,2\%$, $R_{100} = 30\%$, $R_{500} = 1\%$) в расчете на 1 кг:
 а – разбиение рассеивочной кривой на интервалы; б, в, г, д – соответственно размеры, число, масса и площадь поверхности частиц в пределах каждой фракции

щей концентрации оксидов азота, образовавшихся в процессе горения и разлагающихся на поверхности горящего углерода в процессе многократной циркуляции в нижней вихревой зоне НТВ-топки.

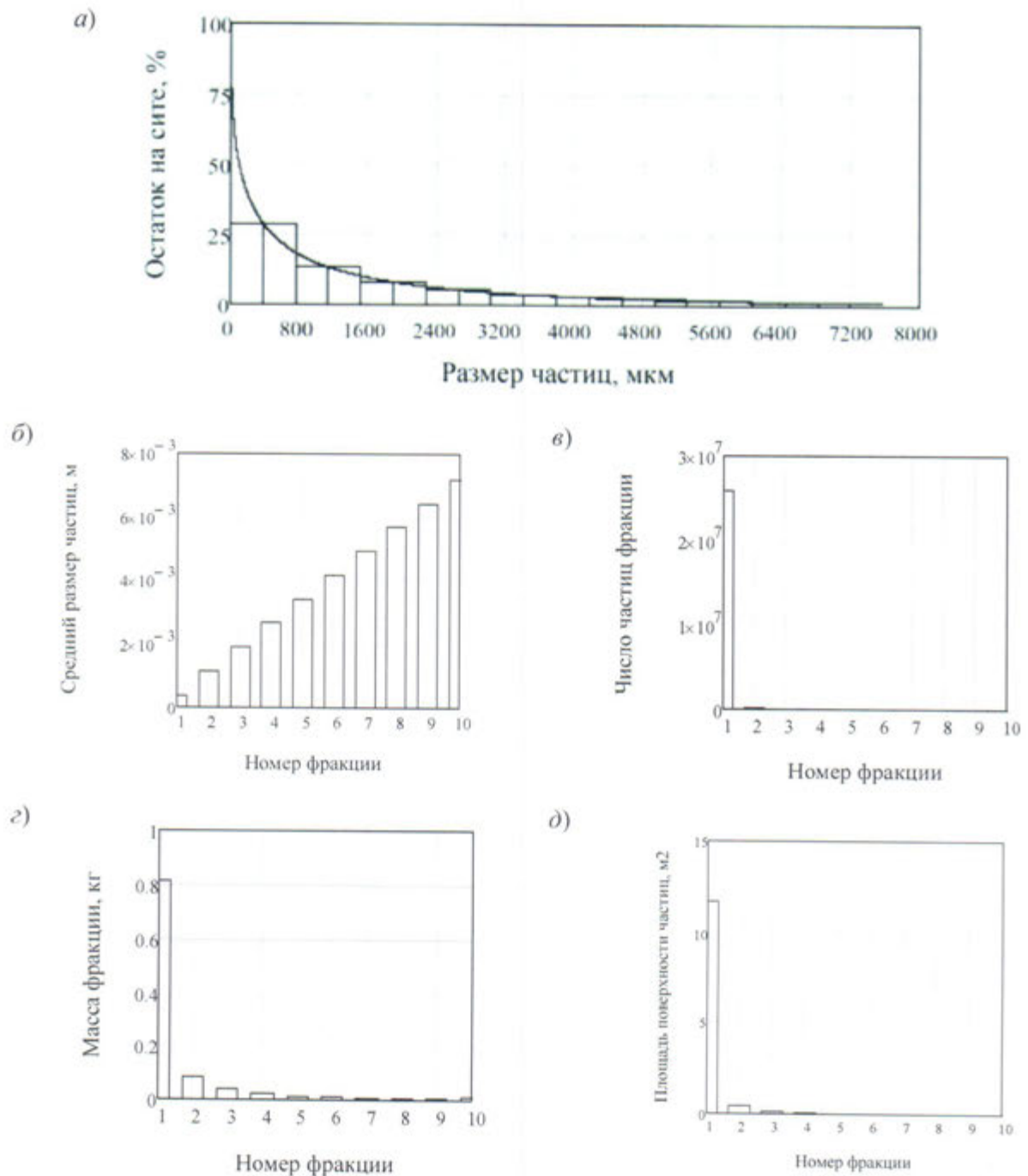


Рисунок 4.52 – Обработка рассеивочной кривой фрезерного торфа ($W^r = 55,1\%$, $A^r = 6,6\%$, $R_{100} = 50\%$, $R_{1000} = 15\%$) в расчете на 1 кг:
 а – разбиение рассеивочной кривой на интервалы; б, в, г, д – соответственно размеры, число, масса и площадь поверхности частиц в пределах каждой фракции

Применительно к исследуемым рассеивочным характеристикам время горения самой маленькой частицы кузнецкого угля составляет $\sim 0,7$ с, а время полного сгорания частицы максимального размера находится в пределах 19 с; для фрезерного торфа эти величины составляют соответственно $\sim 0,4$ и 8 с, что хорошо согласуется с результатами [567].

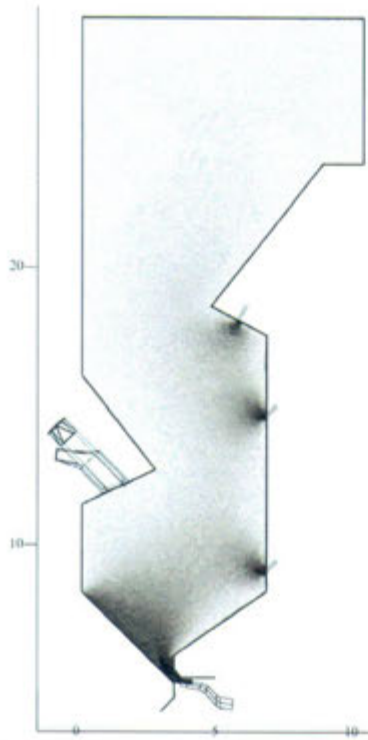


Рисунок 4.53 – Узловые точки для определения векторов скорости газоздушных потоков в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8

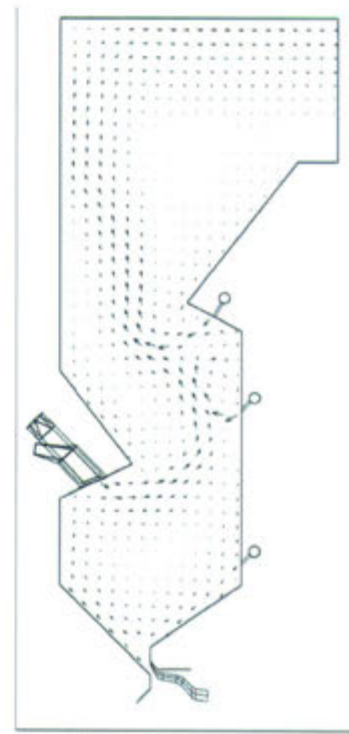


Рисунок 4.54 – Проекция векторов скорости газоздушных потоков в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8 на координатные оси

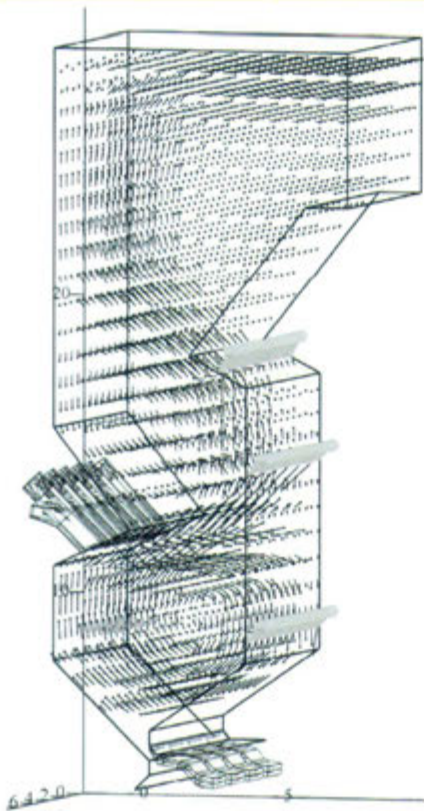


Рисунок 4.55 – Векторы скорости газоздушных потоков в объеме НТВ-топки котла БКЗ-210-13,8

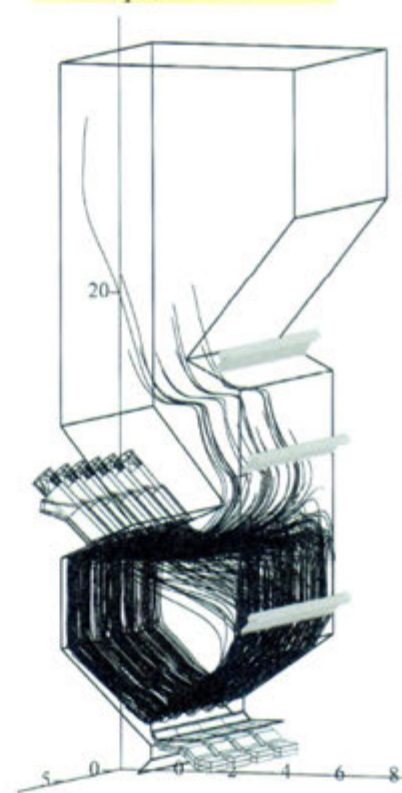


Рисунок 4.56 – Расчетные траектории движения реагирующих частиц кузнецкого угля в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8

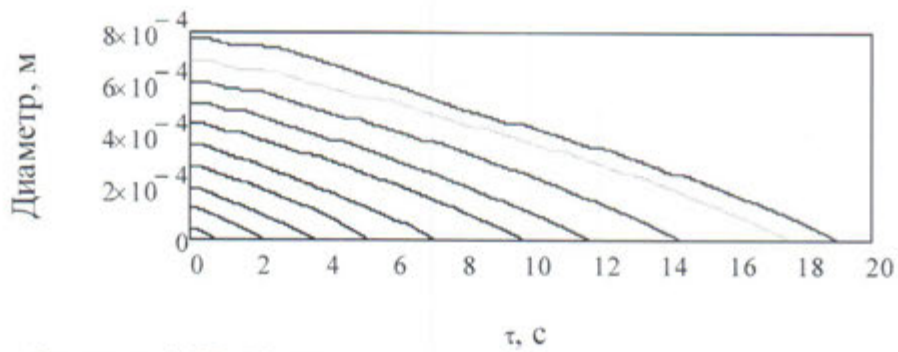


Рисунок 4.57 – Кривые выгорания частиц кузнецкого угля в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8

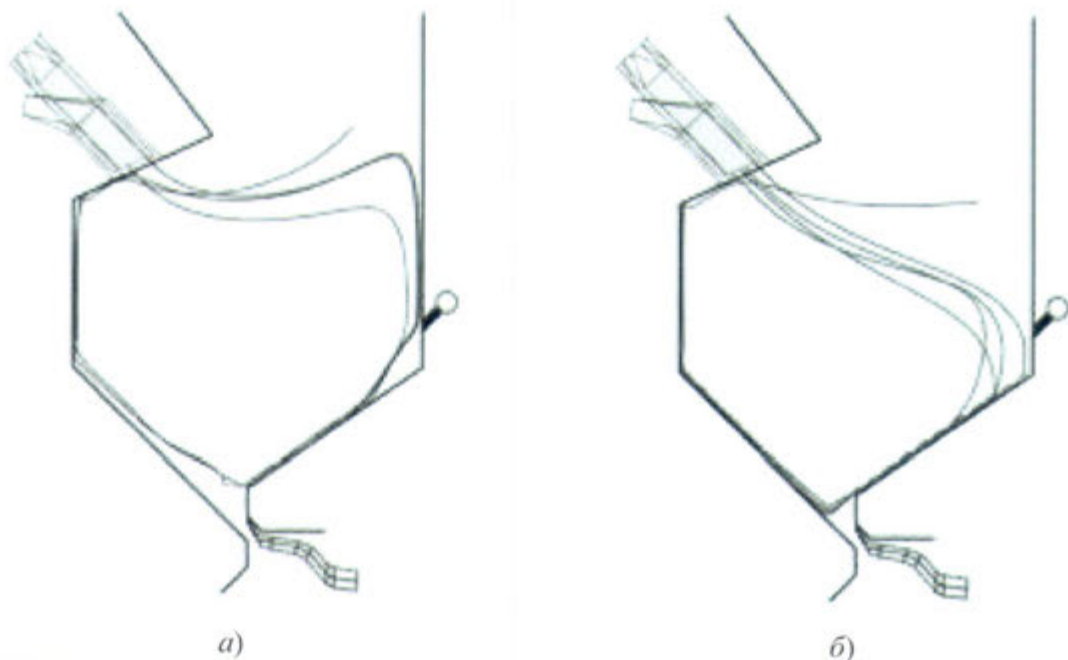


Рисунок 4.58 – Влияние системы нижнего дутья и третичного воздуха нижнего яруса на траектории движения реагирующих топливных частиц:

$a - \delta_{\text{частиц}} < 250...280 \text{ мкм}$; $b - \delta_{\text{частиц}} > 300 \text{ мкм}$

Организация ступенчатого подвода к топливу окислителя (горелочный воздух, нижнее и третичное дутье) затягивает процесс воспламенения, снижает локальные максимумы температур в топке, тормозит генерацию оксидов азота и в значительной мере способствует их снижению. Одновременно наличие ступенчатого подвода воздуха положительно сказывается на аэродинамической структуре газотопливных потоков и работе топочной камеры в целом. Двухсопловая схема нижнего дутья обеспечивает сепарацию топливных частиц в потоке вдоль фронтального ската топочной воронки. Верхнее сопло отвеивает относительно мелкие (для рассматриваемой тонины помола) частицы ($\delta_{\text{частиц}} < 250...280 \text{ мкм}$), которые проходят вдоль ската, не касаясь топочных экранов (рисунок 4.58, а), а крупные частицы ($\delta_{\text{частиц}} > 300 \text{ мкм}$)

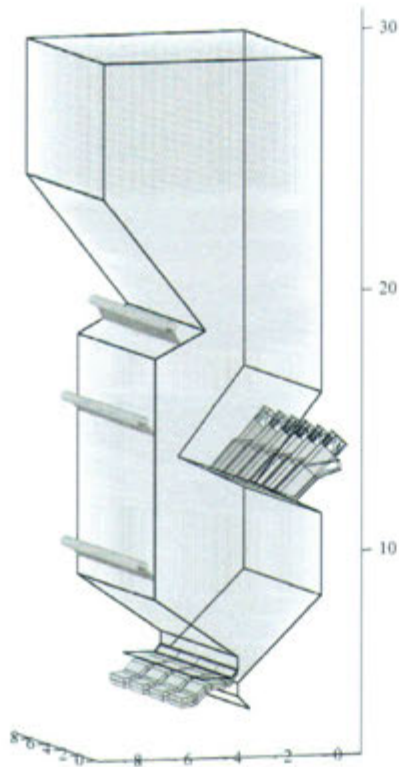


Рисунок 4.59 – Расчетные ячейки в объеме низкотемпературной вихревой топки котла БКЗ-210-13,8

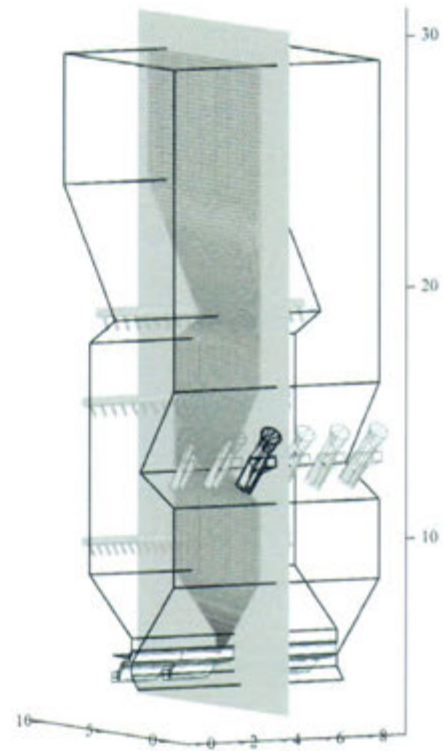


Рисунок 4.60 – Плоскость элементарного сечения топки котла БКЗ-210-13,8

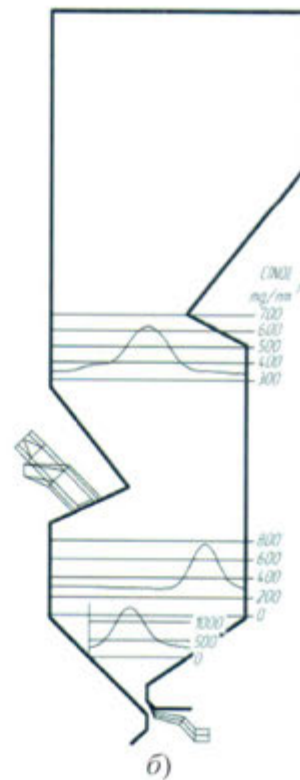
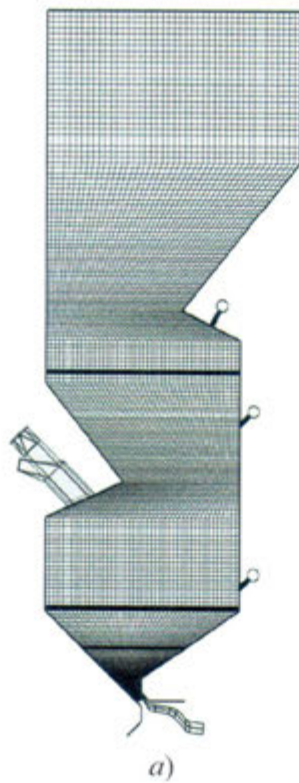


Рисунок 4.61 – Сечения по высоте топки котла БКЗ-210-13,8 (a) и концентрации оксидов азота при сжигании кузнецкого каменного угля (б)

движутся вдоль ската (рисунок 4.58, б) с меньшей скоростью под воздействием струи потока из основного сопла (провала частиц в шлаковый комод не происходит). Такая организация системы нижнего дутья значительно снижает вероятность возникновения эрозионного износа вплоть до полной его ликвидации. Третичное дутье нижнего яруса отклоняет поток частиц от заднего экрана топки, направляя его вдоль ската топочной воронки (рисунок 4.58).

Третичное дутье среднего и верхнего ярусов служит для дожигания продуктов неполного горения путем интенсификации массообменных процессов, одновременно отклоняя поток движущихся частиц соответственно от заднего экрана (в верхней его части) и верхнего аэродинамического выступа, препятствуя удару частиц об трубную поверхность (рисунок 4.56).

Для анализа расчетных результатов по ширине топочной камеры (рисунок 4.59) выбрано элементарное сечение, проходящее через ось горелки (рисунок 4.60), применительно к элементам которого (рисунок 4.61, а), после усреднения по глубине топки показаны концентрации оксидов азота (рисунок 4.61, б).

В нижней части топочной воронки концентрации оксидов азота достигают $1000...1300 \text{ мг/нм}^3$ с максимумом вблизи струи нижнего дутья. В сечении, проведенном через вершины скатов НВЗ, концентрация NO снижается практически в два раза (до уровня $500...700 \text{ мг/нм}^3$) при смещении максимума в область горелочной струи. В верхней части топки, на прямом ее участке, уровень концентрации оксидов азота составляет $350...600 \text{ мг/нм}^3$ (в среднем $400...500 \text{ мг/нм}^3$).

Расчеты концентраций оксидов азота при сжигании фрезерного торфа показали, что в целом их профили повторяют полученные применительно к сжиганию кузнецкого угля, имеют схожую неравномерность по глубине топки и к выходу из нее находятся на уровне $350...450 \text{ мг/нм}^3$ [565, 568].

Таким образом, после технического перевооружения котла БКЗ-210-13,8 Кировской ТЭЦ-4 (ст. №9) на низкотемпературное вихревое сжигание следует ожидать уменьшения выбросов оксидов азота в окружающую среду и выполнения требований нормативных документов.

4.3.4 Результаты внедрения НТВ-метода на Кировской ТЭЦ-4. Опыт работы многотопливной топки

Пусконаладочные испытания на котле БКЗ-210-13,8 ст. №9 после его технического перевооружения на НТВ-технологии сжигания проводились

согласно методике ОРГРЭС [562] по утвержденным программам. Обработка результатов измерений проводилась согласно рекомендациям [563]. Коэффициент полезного действия котла определялся методом обратного баланса с введением поправок на эксплуатационные условия отбора золы. Режимно-наладочные и тепловые испытания на котле проведены в период с октября 2008 года по март 2009 г. В результате технического перевооружения после проведения пусконаладочных работ и режимно-наладочных испытаний на котле БКЗ-210-13,8 ст. №9 получено следующее.

При работе на газе в рабочем диапазоне нагрузок (120...250 т/ч; 57...120 % от номинальной) обеспечиваются следующие показатели: КПД (брутто) котла находится практически на постоянном уровне 95 % (изменяется в узком диапазоне 94,8...95,2 %) (рисунок 4.62); потери тепла с уходящими газами q_2 с ростом нагрузки увеличиваются от 3,5 (при $D_{\text{им}} = 120$ т/ч) до 4,5 % при $D_{\text{им}} = 250$ т/ч; потери тепла с химическим недожогом q_3 составляют незначительную величину (менее 0,01 %) и не учитываются при составлении теплового баланса; потери тепла от наружного охлаждения q_5 с ростом нагрузки уменьшаются от 1,14 % при $D_{\text{им}} = 120$ т/ч до 0,45 % при $D_{\text{им}} = 250$ т/ч.

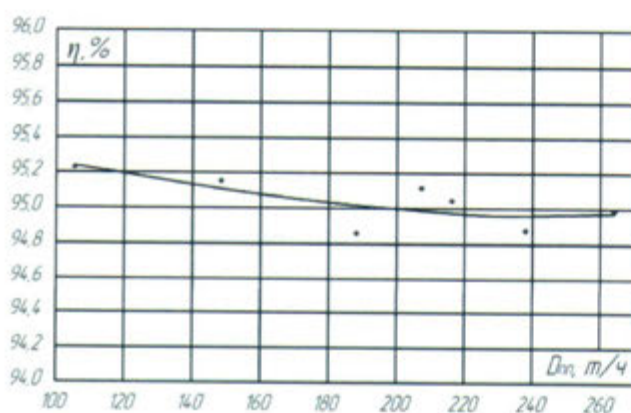


Рисунок 4.62 – Зависимость КПД брутто котла (η) от нагрузки ($D_{\text{им}}$) при работе на природном газе

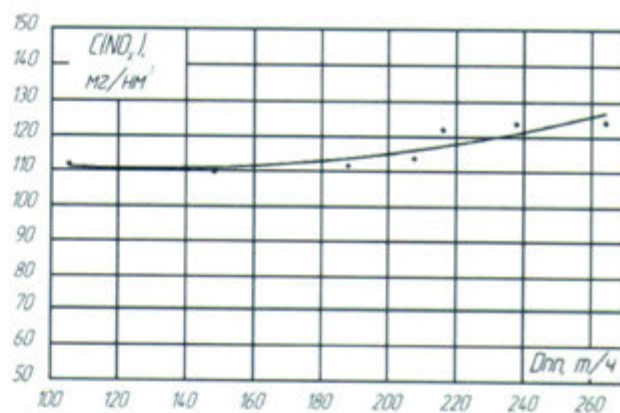


Рисунок 4.63 – Содержание оксидов азота в уходящих газах в зависимости от нагрузки котла при работе на природном газе

Анализ результатов испытаний котла после технического перевооружения показал, что при работе на природном газе за счет организации его ступенчато-вихревого сжигания в топке котла в совокупности с использованием сертифицированных низкоэмиссионных горелок, выбросы оксидов азота (NO_x) изменяются в диапазоне 110...125 мг/м³ (при $\alpha = 1,4$) и не превышают действующего норматива (125 мг/м³) (рисунок 4.63).

При работе на кузнецком угле в рабочем диапазоне нагрузок $D_{\text{шт}} = 140 \dots 250$ т/ч ($(0,66 \dots 1,2)D_{\text{ном}}$) обеспечиваются следующие показатели: КПД (брутто) котла с ростом нагрузки изменяется от 89,35 % при $D_{\text{шт}} = 140$ т/ч до 91,0 % при $D_{\text{шт}} = 250$ т/ч; максимальное значение 91,99 % при номинальной нагрузке котла 210 т/ч (рисунок 4.64); потери тепла

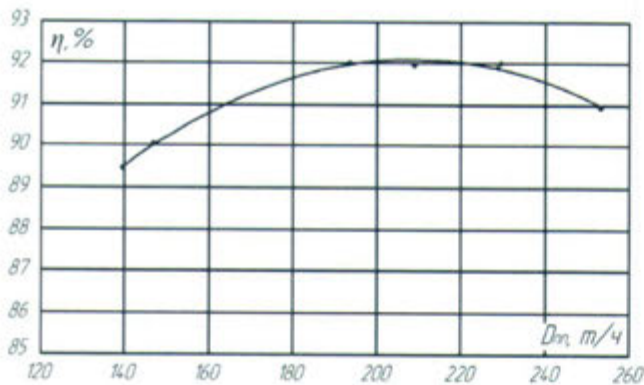


Рисунок 4.64 – Зависимость КПД брутто котла (η) от нагрузки ($D_{\text{шт}}$) при работе на кузнецком угле

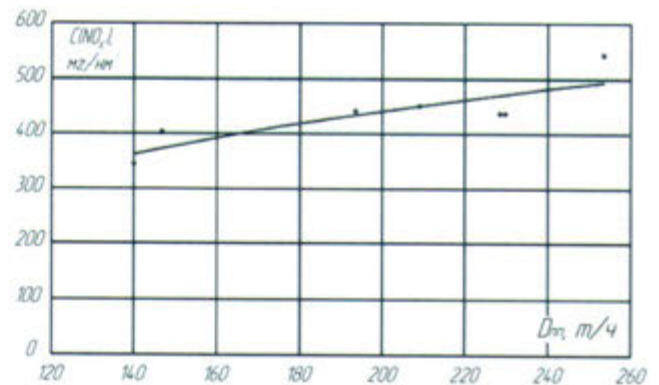


Рисунок 4.65 – Содержание оксидов азота в уходящих газах в зависимости от нагрузки котла при работе на кузнецком угле

с уходящими газами q_2 с ростом нагрузки уменьшаются от 7,26 % при $D_{\text{шт}} = 120$ т/ч до 5,3 % при $D_{\text{шт}} = 210$ т/ч и затем возрастают до 7,2 % при $D_{\text{шт}} = 250$ т/ч; потери тепла с химическим недожогом q_3 составляют незначительную величину (менее 0,01 %); потери тепла с механическим недожогом q_4 с ростом нагрузки уменьшаются от 2,5 % при $D_{\text{шт}} = 140$ т/ч до 1,3 % при $D_{\text{шт}} = 250$ т/ч; потери тепла от наружного охлаждения q_5 с ростом нагрузки уменьшаются от 0,86 % при $D_{\text{шт}} = 140$ т/ч до 0,47 % при $D_{\text{шт}} = 250$ т/ч; потери тепла с физическим теплом шлака q_6 отсутствуют. Концентрация оксидов азота на выходе из котла находится в пределах 350...500 мг/м³ (рисунок 4.65), что в среднем удовлетворяет требованиям нормативных документов по защите окружающей среды и хорошо согласуется с данными расчетного исследования.

При работе на фрезерном торфе в рабочем диапазоне нагрузок ($D = 140 \dots 210$ т/ч ($(0,66 \dots 1,0)D_{\text{ном}}$)) обеспечиваются следующие показатели: КПД (брутто) котла с ростом нагрузки изменяется от 89,80 % при $D_{\text{шт}} = 140$ т/ч до 90,3 % при $D_{\text{шт}} = 210$ т/ч с максимальным значением 90,44 % при нагрузке 185 т/ч; потери тепла с уходящими газами q_2 возрастают с ростом нагрузки от 7,02 % при $D_{\text{шт}} = 140$ т/ч до 8,03 % при $D_{\text{шт}} = 210$ т/ч; потери

тепла с химическим недожогом q_3 составляют незначительную величину (менее 0,01 %) и не учитываются при составлении теплового баланса; потери тепла с механическим недожогом q_4 с ростом нагрузки уменьшаются от 2,15 % при $D_{\text{ип}} = 140$ т/ч до 0,95 % при $D_{\text{ип}} = 210$ т/ч; потери тепла от наружного охлаждения q_5 с ростом нагрузки уменьшаются от 0,87 % при $D_{\text{ип}} = 140$ т/ч до 0,59 % при $D_{\text{ип}} = 210$ т/ч; потери тепла с физическим теплом шлака q_6 отсутствуют. Содержание оксидов азота в уходящих газах находится на уровне 450...550 мг/нм³ (ГОСТ Р50831-95 не предусматривает норматив при сжигании торфа), что несколько превышает этот показатель по сравнению с кузнецким углем. По всей видимости, несмотря на несколько меньшее содержание азота в торфе, разложение оксидов азота на углеводе кокса также присутствует в меньшей мере из-за низкого содержания в торфе углерода.

Основные технико-экономические показатели работы котла БКЗ-210-13,8 ст. №9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения приведены в таблице 4.15, а сопоставление экологических показателей котла до и после технического перевооружения приведено в таблице 4.16.

Таблица 4.15 – Технико-экономические показатели работы котла БКЗ-210-13,8 ст. №9 Кировской ТЭЦ-4 после технического перевооружения

Наименование	Топливо		
	Природный газ	Кузнецкий уголь	Фрезерный торф
Рабочий диапазон нагрузок $D_{\text{ип}}$, т/ч	120...250	140...250	140...210
КПД котла (брутто) η , %	94,7...95,2	89,35...91,99	89,78...90,44
потери тепла с уходящими газами q_2 , %	3,63...4,62	5,51...7,26	7,02...8,03
потери тепла с хим. недожогом q_3 , %	0,00	0,00	0,00
потери тепла с мех недожогом q_4 , %	0,00	1,29...2,54	0,95...2,15
потери тепла от наружного охлаждения q_5 , %	0,45...1,14	0,47...0,86	0,59...0,87
потери тепла с физическим теплом шлака q_6 , %	0,00	0,00	0,00

При работе на кузнецком угле и фрезерном торфе организация низкотемпературного вихревого сжигания твердого топлива в условиях многократной циркуляции топливных частиц и ступенчатого подвода окислителя позволила обеспечить низкий уровень температур в топке и, как следствие, значительно снизить генерацию топливных оксидов азота, а также интенсифицировать в нижней вихревой зоне (за счет выгорания в ней основной массы топлива) реагирование образовавшихся NO с углеродом кокса, что в сово-

купности снизило выбросы оксидов азота до 350...500 мг/нм³ при работе на угле и до 450...550 мг/нм³ при работе на торфе.

Таблица 4.16 – Экологические показатели котла БКЗ-210-13,8 ст. № 9 Кировской ТЭЦ-4 до и после технического перевооружения

Топливо	Содержание оксидов азота С(NO _x), мг/нм ³ при α=1,4		
	до технического перевооружения	после технического перевооружения	нормативные требования [128]
Кузнецкий уголь Г,Д	до 1500	350...500	470
Фрезерный торф	до 700	450...550	–
Природный газ	300...370	110...125	125

Таким образом, расчетные исследования с использованием разработанной математической модели процесса горения позволили достоверно оценить ожидаемый уровень концентрации оксидов азота в НТВ-топке котла БКЗ-210-13,8 ст. № 9 после его технического перевооружения на метод НТВ-сжигания и подтвердить выполнение действующих нормативов по уровню выбросов для обоснования экологических показателей проекта.

В результате технического перевооружения котла БКЗ-210-13,8 обеспечены: пониженные выбросы оксидов азота при работе на природном газе не более 125 мг/нм³, при работе на кузнецком каменном угле – до 500 мг/нм³, при работе на фрезерном торфе – до 550 мг/нм³;

сжигание газа, кузнецких каменных углей марок (Г и Д) и фрезерного торфа в рабочем диапазоне нагрузок котла (соответственно 120...250, 140...250 и 140...210 т/ч); работа котла на кузнецком угле в рабочем диапазоне нагрузок без шлакования; стабильное воспламенение и горение торфа без подсветки газом;

КПД-брутто котла при работе на природном газе на уровне 95 %; на кузнецком каменном угле 91...92 %; на фрезерном торфе 89...90 %;

высокая эффективность работы многотопливной НТВ-топки, доказанная расчетным анализом и результатами промышленного внедрения.

Учитывая положительный опыт технического перевооружения котла БКЗ-210-13,8 ст. № 9 на низкотемпературный вихревой метод сжигания, на Кировской ТЭЦ-4 намечено внедрение этого метода на аналогичном котле ст. № 8.

Приложение В

Машиностроение энциклопедия/ Ред. совет: К.В. Фролов (пред.) и др –
М. Машиностроение
заимствовано 213 строк, 3 рисунка, 5 формул и 3 таблицы

высокотемпературного ядра факела, в котором расплавляется зола, вследствие чего возникает опасность шлакования поверхностей нагрева котельной установки [176...178]; взрывоопасность установки при применении мелко-размолотого в пыль топлива [61...63]; генерация в зоне ядра факела значительного количества оксидов азота [179...182].

Иллюстрацией совершенствования технологии прямооточного факела является создание котлов серии Е-500 [3, 248] с тангенциальным двухярусным расположением горелок для сжигания канско-ачинских углей (КАУ), рисунок 1.2.

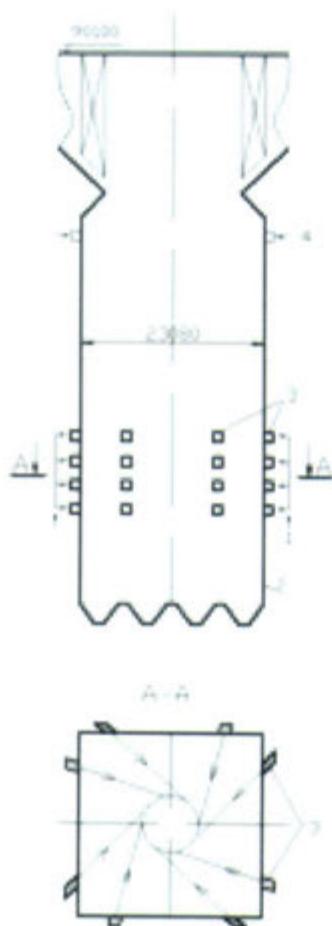


Рисунок 1.2 – Схема тангенциальной прямооточной топочной камеры котла к блоку 800 МВт для работы на угле Канско-Ачинского бассейна
1 – ввод аэросмеси и вторичного воздуха;
2 – газоплотные экраны топки; 3 – горелки;
4 – ввод газов рециркуляции

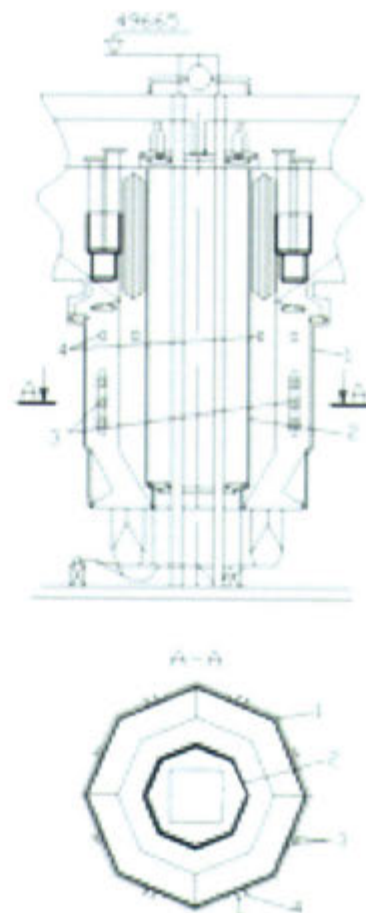


Рисунок 1.3 – Кольцевая топочная камера Сибтехэнерго котла Е-820-13,8-560 БТ Ново-Иркутской ТЭЦ ($D = 820$ т/ч; $p_{\text{min}} = 140$ кгс/см²; $t_{\text{min}} = 560$ °С):
1 – газоплотная восьмигранная призматическая топочная камера; 2 – внутренняя газоплотная экранная вставка; 3 – горелочные устройства; 4 – сопла газов рециркуляции; 5 – система ввода вторичного воздуха

На котлах с НТКС зафиксированы следующие показатели по вредным выбросам [269]: содержание оксидов азота в уходящих газах $\text{NO}_x - 300 \dots 400 \text{ мг/нм}^3$; содержание оксидов серы $\text{SO}_x - 330 \dots 700 \text{ мг/нм}^3$.

Топки с технологией сжигания в стационарном кипящем слое нашли применение в котлах лишь небольшой мощности с паропроизводительностью до 50 т/ч. Удельное тепловыделение на единицу площади поверхности слоя в таких топках составляет $2 \dots 3,5 \text{ МВт/м}^2$. При значительном увеличении площади зеркала горения возникают сложности с организацией процесса и его надежным регулированием. В России создание котлов с СКС сдерживается отсутствием опыта и их дороговизной. Тем не менее в США, Швеции, Великобритании, Дании, Германии такие установки широко распространены (*Babcock&Wilcox, Combustion Engineering, General Electric, Lurgi* и др.).

Результатом решения проблем, связанных с СКС (снижение q_4 ; упрощение подготовки топлива; увеличение единичной мощности агрегата), стала разработка схемы циркулирующего кипящего слоя (ЦКС) рисунок 1.4.

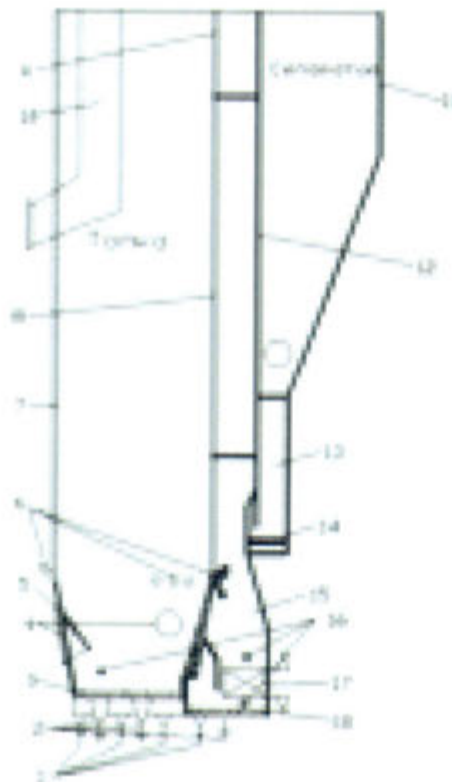


Рисунок 1.4 – Схема топki с ЦКС котла к дубль-блоку 215 МВт для работы на эстонских сланцах:

- 1 – подвод первичного воздуха;
- 2 – отвод донной золы;
- 3 – воздухораспределительная решетка топki;
- 4 – растопочные горелки;
- 5 – точки подачи топлива;
- 6 – сопла вторичного воздуха;
- 7 – газоплотные экраны передней стенки топki;
- 8 – экраны задней стенки топki;
- 9 – проем для выхода газов в сепаратор;
- 10 – встроенная поверхность нагрева;
- 11 – задняя стена сепаратора;
- 12 – передняя стена сепаратора;
- 13 – точки системы возврата;
- 14 – уплотняющая решетка КС;
- 15 – камера "интерекс";
- 16 – люки;
- 17 – теплообменники промпрегрева в камере "интерекс";
- 18 – решетка воздухораспределения в камере "интерекс"

В топках ЦКС циркуляция частиц организована не только в слое, но и в надслоевом пространстве за счет увеличения форсировки дутья под слой. Крупные частицы топлива выгорают в слое, а мелкие горят в режиме пнев-

2.6 Твердые частицы. Очистка продуктов сгорания от твердых частиц. Использование золошлаковых отходов

Фазово-минералогические исследования состава золы различных видов топлива показывают, что основной фазой всех видов золы является стекло. Кристаллическая фаза представлена различными количествами кварца, гематита, магнетита и различными силикатами кальция. Характеристики золы, полученной в результате озоления проб угля в лабораторных условиях, несколько отличаются по физико-химическим свойствам и химическому составу от летучей золы и шлака, образующихся в котлах. Такое отличие в первую очередь определяется температурными условиями. В топочной камере температура продуктов сгорания значительно выше, чем при озолении топлива в лабораторных условиях (около 800 °С).

Гранулометрический состав золы зависит как от природы топлива, так и от пылеприготовления и пылесжигания (таблица 2.5).

Таблица 2.5 – Средний размер частиц золы d_{31} в зависимости от способа сжигания и типа размалывающего устройства

Топка	Вид топлива	d_{31} , мкм
Камерные топки	Угольная пыль после размола в ШБМ	13
	То же после размола в ММ и СМ (кроме торфа)	16
	Торф после размола в ММ	24
Циклонные и высокотемпературные вихревые топки	Все топлива после размола и дробленка	20
Низкотемпературные вихревые топки	Все топлива:	20
	угрубленный помол	
	дробленка	30
Слоевые топки	Все топлива	20

Топлива, содержащие примеси трудноразмалываемой породы, образуют в результате размола и сжигания более крупные частицы золы, чем топлива, месторождениям которых сопутствуют глинистые породы. Малозолные топлива, как правило, имеют более мелкую золу, чем многозолные. Гранулометрический состав золы зависит от степени измельчения топлива в мельничных устройствах: он более мелкий при размоле топлива в шаровых барабанных мельницах. Также гранулометрический состав золы сильно зависит от степени осаждения минеральной части топлива в шлак. При увеличении выхода жидкого шлака уменьшается размер частиц золы как за счет осажде-

ния более крупных частиц в шлак, так и в результате возгона в топочной камере при высоких температурах некоторых соединений минеральной части топлива с последующей конденсацией их при охлаждении дымовых газов. Наличие мелких золовых частиц в продуктах сгорания обуславливает в некоторых случаях трудности очистки дымовых газов.

Расчет количества золошлакового материала, кг/ч, образующегося на ТЭЦ при сжигании твердого топлива проводится по формуле [498]

$$G_{\text{зш}} = 0,01B_p \left(A^r + q_4 \frac{Q_i^r}{32,7 \cdot 10^3} \right), \quad (2.98)$$

а количества не уловленных твердых остатков, кг/ч, рассеиваемых через дымовую трубу в атмосфере, по формуле

$$G_{\text{зш}} = 0,01B_p \left(A^r + q_4 \frac{Q_i^r}{32,7 \cdot 10^3} \right) \left(1 - \frac{\eta_{\text{зш}}}{100} \right), \quad (2.99)$$

где B_p – расход топлива, кг/ч; A^r – зольность топлива, %; q_4 – потеря теплоты с механическим недожогом, %; Q_i^r – низшая теплота сгорания топлива, кДж/кг; $\eta_{\text{зш}}$ – К.П.Д. золоуловителя, %.

Для очистки продуктов сгорания от твердых частиц применяют следующие устройства [498, 499]: механические инерционные золоуловители; циклоны различных конструкций, в том числе с омываемыми водой стенками и решетками; электрофильтры; рукавные фильтры; комбинированные золоуловители, состоящие из последовательно установленных золоуловителей различной конструкции.

Основные характеристики золоуловителей – это коэффициенты очистки (коэффициенты обеспыливания) газов – общий ($\eta_{\text{оч}}$) и фракционный ($\eta_{\text{оч}}^\phi$):

$$\eta_{\text{оч}} = G_{\text{ул}} / G_{\text{вх}}; \quad (2.100)$$

$$\eta_{\text{оч}}^\phi = G_{\text{ул}}^\phi / G_{\text{вх}}^\phi, \quad (2.101)$$

где $G_{\text{ул}}$, $G_{\text{ул}}^\phi$, $G_{\text{вх}}$, $G_{\text{вх}}^\phi$ – общая масса уловленных частиц уноса, масса данной его фракции, общая масса частиц уноса, входящих в золоуловитель, и масса данной его фракции, входящей в золоуловитель.

Коэффициент обеспыливания зависит от характеристик уноса и режимов работы котла. Значения коэффициента очистки дымовых газов в золоуловителях различных типов приведены в таблице 2.6.

Золошлаковые материалы имеют хорошую перспективу широкого применения в целях ресурсосбережения, т.к. представляют собой ценное минеральное сырье, которое можно использовать в металлургии, строительной индустрии, при сооружении дорог, в сельском хозяйстве и др.

Таблица 2.6 – Значения коэффициента очистки дымовых газов в золоуловителях различных типов

Золоуловитель	$\eta_{\text{зу}}$
Циклоны батарейные	0,75
Циклоны батарейные БЦУ Управления "Центрэнергоуголь" и НИИОГаз	0,96
Центробежные скрубберы ЦС-ВТИ	0,9
Электрофильтры двухпольные	0,94
Электрофильтры трехпольные	0,96
Электрофильтры четырехпольные	0,98
Двухступенчатая установка	0,96
В том числе: батарейный циклон	0,72
двухпольный электрофильтр	0,24
Двухступенчатая установка	0,98
В том числе: батарейный циклон	0,72
трехпольный электрофильтр	0,26
Двухступенчатая установка	0,99
В том числе: батарейный циклон	0,72
четырепольный электрофильтр	0,27
Рукавные фильтры	0,99...1,0

По химическому, гранулометрическому и фазо-минералогическому составу золошлаковые материалы во многом идентичны природному сырью. Это позволяет использовать их для производства строительных материалов самой широкой номенклатуры: портландцемента, смешанных и бесцементных вяжущих, обжиговых (зольный гравий, золоаглопорит) и безобжиговых заполнителей, стеновых материалов (силикатный и глинозольный кирпич, керамические камни, плитка, пенокерамика) и др.

Сложность использования золошлаковых материалов из отвалов заключается в том, что, как правило, они неоднородны и представляют собой, за редким исключением, смесь золошлаков от сжигания различных видов углей [500]. Кроме того, золошлаковые материалы из отвалов обладают повышенной влажностью и не разделены по химическому и гранулометрическому составу. Наиболее качественной для практического применения является зола

сухого отбора, поскольку она всегда отсортирована по фракциям с помощью электрических полей электрофильтров. Такая зола может храниться в силосах в сухом виде и применяться в производстве без дополнительной подготовки.

На основании исследований многих ТЭС, сжигающих топливо различных угольных месторождений, все золошлаковые материалы в зависимости от состава можно разделить на три группы [121]: активные, скрытно активные и инертные. В пределах этих групп золошлаковые материалы распределены по тому, какой кальций они содержат: общий, свободный, связанный в сульфаты или входящий в состав клинкерных минералов.

Золошлаковые материалы первой группы (активные) способны к самостоятельному твердению, поэтому их можно использовать взамен цемента для устройства оснований из укрепленных грунтов и местных малопрочных каменных материалов. Способностью к самостоятельному твердению обладает только зола уноса сухого отбора. Ее называют самостоятельным медленно твердеющим вяжущим; от портландцемента она отличается меньшим содержанием клинкерных минералов, отсутствием алита, содержанием минералов низкой активности, извести, ангидрита и полуводного гипса, округлых сплавившихся частиц, оксидов щелочноземельных металлов, наличием стеклообразной фазы и органических веществ, что определяет замедленную гидратацию и замедленное по сравнению с укрепленными портландцементом твердением укрепляемых ею материалов.

Активная зола уноса сухого отбора может быть использована в качестве минерального порошка, в производстве пористого и высокопористого асфальтобетона марок I, II и в горячих смесях марки III для плотного асфальтобетона, а также в бетонах, применяемых при строительстве покрытий и оснований дорог.

Золошлаковые материалы второй группы (скрытно активные) можно также применять для производства асфальтобетона совместно с цементом или в качестве добавок к нему в целях его экономии.

Золошлаковые материалы третьей группы (инертные) в качестве техногенного грунта могут служить материалом для сооружения земляного полотна, а также для устройства оснований из этих золошлаковых материалов или их смесей с песком, укрепленных цементом.

Однако последние исследования показали, что степень трансформации оксидов азота, содержащихся в дымовых газах ТЭС, составляет 40...80 %. Поэтому для учета частичной трансформации NO было принято значение коэффициента трансформации $a=0,8$. Таким образом формула пересчета принимает следующий вид:

$$M_{NO_x} = M_{NO_2} + (1,53 \cdot 0,8 M_{NO} + 0,2 M_{NO}). \quad (2.103)$$

Новая методика 2008 года учета трансформации оксидов азота в атмосфере при установлении нормативов выбросов для объектов теплоэнергетики [501] определяет значение коэффициента трансформации при оценке норматива максимально разовых (контрольных) выбросов $a'=0,7$, для нормативов годовых выбросов – $a'=0,6$. Это уточнение существенно изменяет расчетное значение выбросов NO_x с дымовыми газами ТЭС, сокращая его на 10...20 %.

Загрязняющие вещества, имеющие близкий характер биологического воздействия на организм человека, обладают эффектом суммации. К таким веществам относятся, в частности, оксиды серы и азота. При одновременном содержании в атмосфере их допустимые приземные концентрации должны удовлетворять неравенству

$$C_{SO_2}/ПДК_{SO_2} + C_{NO_2}/ПДК_{NO_2} \leq 1, \quad (2.104)$$

где C_{SO_2} и C_{NO_2} – фактические концентрации SO_2 и NO_2 в атмосферном воздухе.

Концентрации вредных веществ в дымовых газах многократно превышают указанные предельно допустимые концентрации в приземном слое. Поэтому их рассеивают с помощью дымовых труб достаточной высоты для конкретных условий исходя из мощности источника и характера выбросов. Однако независимо от высоты труб, которые у мощных электростанций достигают 250...320 м, решить задачу только с их помощью невозможно. В первую очередь это касается электростанций, работающих на твердом топливе. Высокое содержание золы в твердом топливе и, соответственно, в дымовых газах не позволяет обеспечить санитарные нормы по запыленности атмосферы при разумной технически и экономически обоснованной высоте труб. Поэт– обязательна. И даже при этом, несмотря на высокую эффективность современных газоочистных установок по улавливанию летучей золы, содержание некоторых микроэлементов в не уловленных фракциях золы может огра-

ничивать топливоиспользование по санитарно-гигиеническим соображениям. Например, зола низкосортного АШ (антрацитового штыба) некоторых месторождений содержит большое количество химических соединений мышьяка, зола канско-ачинских углей содержит свободный оксид кальция. Для такой золы ПДК в приземном слое воздуха в 10 раз ниже, чем для нетоксичной пыли. Твердые выбросы при сжигании мазута, как правило, содержат высокотоксичные соединения ванадия и никеля. Что же касается газообразных вредных выбросов, то ограничение их содержания перед дымовой трубой определяется не только разумной высотой трубы, но и международными соглашениями об ограничении трансграничных переносов вредных веществ. 13 ноября 1979 года была принята Конвенция Европейской экономической комиссии ООН о трансграничном загрязнении воздуха. В рамках этой Конвенции в 1985 году был принят Протокол о сокращении выбросов серы и их трансграничных потоков по меньшей мере на 30 % (к 1993 году). В 1988 году был принят аналогичный Протокол о сокращении выбросов оксидов азота и их трансграничных потоков, в соответствии с которым присоединившиеся к нему страны (в том числе Россия) обязались принять эффективные меры по ограничению или сокращению национальных годовых выбросов и применять национальные нормы выбросов к крупным новым и подвергающимся существенной реконструкции стационарным источникам.

Выполнение требований по защите атмосферного воздуха в России и исполнение ею обязательств по упомянутым выше Протоколам потребовало регламентировать на уровне государственных стандартов предельно-допустимые выбросы (ПДВ) вредных веществ из различных источников, в частности из котельных агрегатов электростанций [128] (ГОСТ Р 51831-95 "Установки котельные. Тепломеханическое оборудование. Общие технические требования").

В указанном стандарте выбросы оксидов азота и оксидов серы регламентируются как суммарные $NO_x = (NO + NO_2)$ в пересчете на NO_2 и $SO_x = (SO_2 + SO_3)$ в пересчете на SO_2 (указываются массовые концентрации в сухих дымовых газах при нормальных условиях, приведенные к коэффициенту избытка воздуха 1,4).

В целом же задача ограничения вредных выбросов решается по следующим направлениям [117]: 1) разработкой и применением методов (способы, технологии) уменьшения образования вредных выбросов; 2) разработкой и применением систем очистки дымовых газов; 3) путем перевода топливоиспользующих установок на другие виды топлива.

Для сравнительного анализа воздействия на окружающую среду различных видов органического топлива можно воспользоваться суммарным показателем вредности каждого из сравниваемых топлив ($\Sigma\Pi$). Данный показатель определяется как сумма относительных вредностей, выраженных в долях значения ПДК для соответствующих веществ $\Sigma\Pi = \sum_i \Pi_i$. Результаты сравнения ряда топлив по этому показателю представлены в таблице 2.8 [502].

Таблица 2.8 – Сравнение топлив по относительному показателю вредности

Топливо	$\Pi_{\text{зола}}$	Π_{SO_2}	Π_{NO_2}	$\Pi_{\text{V}_2\text{O}_5}$	$\Sigma\Pi_i$
Природный газ	–	–	4,07	–	4,07
Кузнецкий уголь	0,26	1,82	6,66	–	8,74
Мазут $S^r = 0,5\%$	–	0,76	6,41	1,91	9,08
Донецкий АШ	0,46	3,71	6,90	–	11,07
Назаровский бурый уголь	0,33	3,87	7,56	–	11,76
Мазут $S^r = 1\%$	–	1,58	6,47	3,82	11,76
Сланцы	2,59	8,57	8,16	–	19,77
Мазут $S^r = 2,5\%$	–	3,82	6,41	9,54	19,77
Подмосковный уголь	1,12	14,58	7,26	–	22,86
Мазут $S^r = 3,5\%$	–	5,34	6,41	13,36	25,11

Перевод топливоиспользующих установок на другие виды топлива с целью улучшения экологических условий в конкретном регионе или на локальном объекте – эффективное мероприятие, но по технико-экономическим причинам далеко не всегда возможное. Использование экологически чистых топлив является важным и порой единственно возможным способом защиты природы от загрязнений в случаях маломощных бытовых и коммунальных тепловых установок, для которых применение сложных систем технически и экономически неприемлемо.

Разработка и применение технологий сжигания топлив с ограничением образования вредных веществ до уровня ПДВ – основное направление обеспечения экологических требований к промышленным и энергетическим установкам, для которых это направление экономически наиболее выгодно. Системы очистки дымовых газов от газообразных вредных веществ (оксиды азота и серы) ввиду сложности и высокой стоимости применяются в основном в тех случаях, когда технологические мероприятия не могут обеспечить регламентируемый уровень вредных выбросов.

Приложение Г

М.Р. Кадыров. Расчетное исследование ступенчатого сжигания в котле пп-1050-25-580/585 для повышения экологических показателей/М.Р. Кадыров, А.А. Тринченко// ТРУДЫ СПБГТУ. – 2013. – №515. – с. 20-26.

заимствовано 99 строк и 5 формул

П7 Возможности расчетной модели применительно к горению твердого топлива в прямоточном пылеугольном факеле

П7.1 Расчет процесса горения с учетом генерации оксидов азота и их разложения (REBURNING-процесс) на коксовых частицах

В настоящее время на электростанциях для расчета выбросов оксидов азота используется методика [471], основанная на усреднении результатов большого числа испытаний котлов с различными конструктивными и режимными параметрами. При расчете учитываются характеристики топлива, конструктивные параметры горелок, температурный уровень в топке, наличие рециркуляции и способ подачи воздуха. Результаты расчета могут существенно отличаться от действительных выбросов оксидов азота конкретного котла, поэтому методика используется лишь для статистической отчетности.

Разработанная методика расчета основана на диффузионно-кинетической теории горения, учитывает генерацию и разложение оксидов азота, позволяет проводить количественные оценки выбросов NO_x при работе котлов, в том числе при организации ступенчатого сжигания по технологии прямоточного пылеугольного факела.

Основные этапы расчета содержат следующие положения.

1. В случае необходимости для определения геометрических характеристик топки и основных характеристик топочного процесса по рекомендациям [574] проводится тепловой расчет топочной камеры.

2. Определение изменения температуры факела по высоте производится по формуле, предложенной А.М. Гурвичем и А.Г. Блохом:

$$\Theta = \left(e^{-\alpha Z} - A e^{-\beta Z} \right)^{1/4}, \quad (\text{П7.1})$$

применительно для ступенчатого сжигания преобразованной к виду:

$$\Theta = \left(e^{-\alpha Z} - A e^{-\beta Z} \right)^{1/4} b_I + \left(e^{-\alpha(Z-Z_{\max})} - A e^{-\beta(Z-Z_{\max})} \right)^{1/4} b_{II}, \quad (\text{П7.2})$$

где Z – относительное расстояние от места ввода топлива; Z_{\max} – положение максимума температуры в топочной камере; $A = 1 - \Theta_0^4$; α и β – опытные коэффициенты, принимаемые согласно рекомендациям [222]; Θ_0^4 – безразмерная температура на входе в топку.

3. Обработка рассеивочной характеристики проводится с использованием зависимости Розина–Раммлера–Беннета распределения частиц пыли по фракциям (размерам – группам размеров):



Предэкспоненциальный множитель в выражении для константы скорости реакции (П7.17) $k_{04} = 7 \cdot 10^6 \text{ с}^{-1}$, энергия активации – $E_4 = 96800 \text{ кДж/кмоль}$ (принимаются по данным [222]).

11) Оценка экономической целесообразности внедрения reburning-процесса.

При оценке экономической эффективности сопоставляются затраты, связанные с покупкой новой мельницы для приготовления пыли более тонкого помола (без учёта стоимости подводящих пылепроводов, горелок вторичного топлива и сопел третичного дутья), и экономия средств, благодаря снижению штрафных санкций за выбросы вредных веществ в атмосферу.

Для проведения вариантных расчетов и исследования влияния определяющих факторов по разработанной модели составлен алгоритм и программа расчета текущей концентрации образующихся и разлагающихся оксидов азота. Дополнительно для универсализации модели разработан блок определения объемов воздуха и продуктов сгорания.

Для расчета по программе необходимо знать характеристики и состав топлива, конструктивные параметры топки и основные параметры топочного процесса (коэффициент избытка воздуха, температура горячего воздуха, доля газов рециркуляции и их температура, температура газов на выходе из топки), тип горелок, долю первичного воздуха.

Программа расчета включает следующие основные блоки:

1. Расчет объемов воздуха и продуктов сгорания.
2. Расчет изменения температур по высоте топки и построение профиля температур.
3. Обработка рассеивочной кривой, определение размеров самых крупных фракций.
4. Расчет кинетических констант реакций.
5. Определение механического недожога.
6. Определение площади поверхности пыли.
7. Расчет количества образующихся топливных оксидов азота.
8. Определение количества образующихся термических оксидов азота.
9. Расчет количества разложившегося оксида азота на поверхности коксовых частиц.

П7.2 Расчетное исследование Reburning-процесса применительно к котлу Пп-1050-25-580/585

Котел Пп-1050-25-580/585 спроектирован для работы на Татауровском буром угле марки 2БР (характеристики топлива на рабочую массу: $Q_i = 15,2 \text{ МДж/кг}$, $A^r = 7,3 \%$, $W^r = 34,3 \%$, $N^r = 0,7 \%$, $V^{daf} = 45 \%$). Котел с твердым шлакоудалением

имеет 16 прямооточных горелок, расположенных встречно в два яруса на фронтальной и задней стенках котла, через которые подается первичное топливо в количестве 90 % от общего расхода.

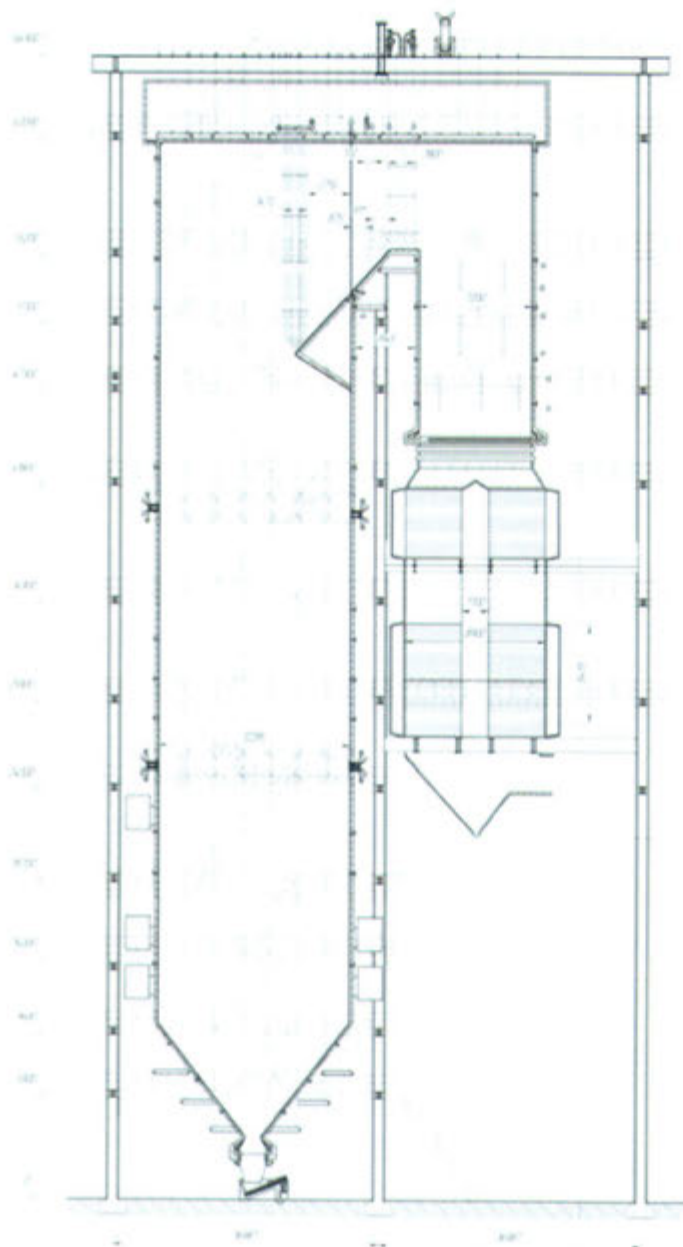


Рисунок П7.1 – Продольный разрез котла Пп-1050-25-580/585



Рисунок П7.2 – Эскиз топки котла Пп-1050-25-580/585

Высота установки восстановительных горелок варьировалась в пределах от 5 до 12 м над основным ярусом горелок. Продольный разрез котла и расчетный эскиз его топки представлены соответственно на рисунках П7.1 и П7.2. Для котла проведено исследование зависимости величины разложения оксидов азота на поверхности коксовых частиц в зависимости от тонкости помола вторичного топлива, высоты установки горелок восстановления и доли вторичного топлива, подаваемого через них.

П7.2.1 Влияние гранулометрического состава вторичного топлива

Для выявления влияния гранулометрического состава на количество разложившегося оксида азота были взяты пять различных характеристик помола вторичного топлива:

$$1) R_{90_доп} = 10 \%, R_{200_доп} = 0,5 \%;$$

$$2) R_{90_доп} = 14 \%, R_{200_доп} = 1 \%;$$

$$3) R_{90_доп} = 24 \%, R_{200_доп} = 3 \%;$$

$$4) R_{90_доп} = 37 \%, R_{200_доп} = 4 \%;$$

$$5) R_{90_доп} = 55 \%, R_{200_доп} = 5 \%.$$

На рисунке П7.3 представлены профили температур по высоте топки для случаев одноступенчатого и трехступенчатого сжиганий, построенные соответственно по зависимостям (П7.1) и (П7.2). Снижение температуры при трехступенчатом сжигании достигается за счет снижения коэффициента избытка воздуха ($\alpha_1 = 1$), подаваемого через основные яруса горелок, а также за счет сжигания только 90 % от общей массы топлива. Таким образом, снижение температуры в зоне активного горения при трехступенчатом сжигании составило 170 К. Такое снижение температуры в общем случае позволяет снизить генерацию термических оксидов азота.

В расчете принято, что восстановительный ярус горелок установлен на высоте 7 метров над основными горелками. В данном случае максимальная температура в топке не достигала 1800 К, поэтому термических оксидов по зависимости (П7.6) образовывалось на несколько порядков меньше, чем топливных, и они не учитывались в расчете.

Распределение частиц по фракциям для основного топлива представлено на рисунке П7.4, для дополнительного топлива – на рисунке П7.5. Для полученных расстановок рассчитаны размеры самых крупных частиц δ_{01} . Для основного топлива – $\delta_{01_осн} = 968$ мкм, для дополнительного – $\delta_{01_доп} = (178 \dots 960)$ мкм (в зависимости от характеристик помола вторичного топлива). Изменение размера самой крупной частицы от $R_{90_доп}$ показано на рисунке П7.6.

Константы реакции рассчитывались по выражениям (П7.5) и (П7.6). Энергия активации реакции $C + O_2$ для бурого угля принята согласно [222] и равна $E_{C+O_2} = 100$ КДж/моль.

Механический недожог основного топлива составил 4 %, механический недожог дополнительного топлива в зависимости от тонкости помола варьировался в пределах от 0,3 % (для $R_{90_доп} = 10 \%$) до 1,6 (для $R_{90_доп} = 55 \%$) – рисунок П7.7. В результате расчета величины механического недожога определено изменение относительного размера самой крупной частицы и по формуле (П7.8) рассчитано изменение площади поверхности основного и дополнительного топлив по высоте

Наименьшая концентрация оксидов азота ($C_{\text{NO}} = 265 \text{ мг/м}^3$) достигается при использовании восстановительного топлива самого тонкого помола ($R_{90_доп} = 10 \%$, $R_{200_доп} = 0,5 \%$), что объясняется увеличением поверхности реагирования. В случае подачи в восстановительный ярус горелок топлива практически того же гранулометрического состава ($R_{90_доп} = 55 \%$, $R_{200_доп} = 5 \%$), что и основное, конечная концентрация оксидов азота уменьшается по сравнению с одноступенчатым сжиганием почти в 2 раза ($C_{\text{NO}} = 363 \text{ мг/м}^3$). Таким образом, количество оксидов азота, оставшихся после процесса разложения при трехступенчатом сжигании, составляет 40...58 %.

На рисунке П7.9 показана зависимость эффективности метода трехступенчатого сжигания от тонкости помола, из которой прослеживается практически линейный характер изменения количества разложившихся оксидов азота от гранулометрического состава топлива.

П7.2.2 Влияние высоты ввода вторичного топлива

Исследование зависимости эффективности трехступенчатого сжигания от места (высоты) ввода вторичного топлива проводилось для топлива с гранулометрическими характеристиками $R_{90_доп} = 24 \%$, $R_{200_доп} = 3 \%$. Размер самой крупной фракции составил 277 мкм; доля вторичного топлива 10 %. Высота расположения горелок вторичного топлива варьировалась от 3 до 15 метров над основными горелками. Профиль температур в зависимости от высоты установки восстановительных горелок показан на рисунке П7.10, из которого следует, что с увеличением высоты установки горелок вторичного топлива снижается уровень температур в топке.

Зависимость величины механического недожога от высоты установки горелок восстановительного топлива приведена на рисунке П7.11. Величина механического недожога незначительно растет с увеличением высоты установки горелок, что связано с меньшим временем пребывания частиц восстановительного топлива в топке.

Изменение концентрации оксидов азота по высоте топки иллюстрируется рисунком П7.12, где прослеживается зависимость конечной концентрации оксидов азота от высоты установки восстановительных горелок: чем ниже установлен ярус этих горелок, тем меньшая концентрация оксидов азота получается на выходе из топки. Так, при установке горелок вторичного топлива на 3 метра выше основного яруса горелок конечная концентрация оксидов азота составляет $C_{\text{NO}} = 288 \text{ мг/м}^3$, а при установке на 1,5 метра выше – C_{NO} увеличивается до 383 мг/м³. Эффективность метода составляет соответственно от 54 % до 39 %.

В результате исследования зависимости эффективности разложения оксидов азота при трехступенчатом сжигании от высоты установки горелок восстановительного топлива можно сделать вывод, что наибольшая эффективность имеется при установке горелок в том месте, где концентрация оксидов азота достигает

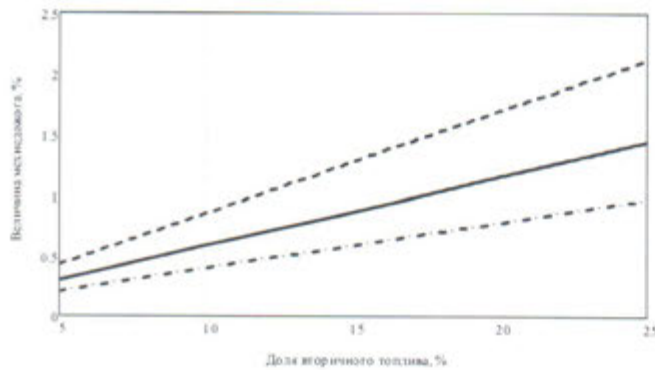


Рисунок П7.14 – Зависимость механического недожога от доли вторичного топлива:
 - · - - $R_{90} = 14\%$, $R_{200} = 1\%$;
 — — — $R_{90} = 24\%$, $R_{200} = 3\%$;
 - - - - $R_{90} = 37\%$, $R_{200} = 4\%$

Анализируя полученные результаты, можно сделать следующий вывод: увеличение доли вторичного топлива уменьшает температуру в основной зоне горения, снижает конечную концентрацию оксидов азота на выходе из топки, но имеет тенденцию к росту механического недожога вторичного топлива. Эффективность метода при самой большой ($b_{II} = 25\%$) концентрации вторичного топлива в зоне восстановления составляет 70 %, при самой низкой ($b_{II} = 10\%$) – 53 %.

П7.2.4 Результаты расчетного исследования Reburning-процесса в котле Пп-1050-25-580/585

В результате проведенного расчетного исследования по разработанной методике были выявлены основные параметры, оказывающие влияние на эффективность метода трехступенчатого сжигания при реализации его на пылеугольном котле, оборудованном прямоточными горелками. К исследуемым параметрам относятся: тонина помола вторичного топлива, высота установки горелок ступени восстановления и доля вторичного топлива, подаваемого через них.

Наиболее сильно на эффективность разложения NO влияет изменение концентрации (доли) вторичного топлива в зоне восстановления. С увеличением доли вторичного топлива до 25 % от основного эффективность разложения может достигать до 70 %, что сопровождается, в свою очередь, увеличением затрат на размол, а также ростом механического недожога. Сжигание основного топлива в меньшей концентрации позволяет снизить температуру в зоне активного горения, что актуально при высоких температурах в топке, когда образуются термические оксиды азота.

Увеличение тонины помола и снижение высоты установки горелок восстановительного топлива примерно одинаково сказываются на конечной концентрации оксидов азота на выходе из топки. Однако изменение высоты установки горелок связано с компоновкой оборудования в котельном цехе, и при изменении высоты необходимо учитывать их размещение и возможность подведения к горелкам топ-

ливно-воздушной смеси и воздухопроводов. В то же время утонение помола повышает взрывоопасность системы пылеприготовления [61...63, 550, 576].

На основании вариантных расчетов и анализа полученных результатов выявлены и обоснованы оптимальные значения: тонины помола – $R_{90_доп} = 24\%$, $R_{200_доп} = 3\%$; высоты установки горелок – 7 метров, доли вторичного топлива, подаваемого в восстановительную зону, – $b_{II} = 14\%$. При выполнении этих условий достигается снижение концентрации оксидов азота на выходе из топки до $C_{NO} = 280 \text{ мг/м}^3$ (на 55%), что соответствует допустимым нормативам по выбросам оксидов азота [128]. Величина механического недожога составляет $q_{4_доп} = 0,7\%$. Срок окупаемости (рассчитан по методике [577] и представлен в разделе П7.4) при принятых параметрах составит 2,5 года.

П7.3 Аprobация результатов и опыт промышленной проверки

П7.3.1 Результаты расчетного исследования генерации и разложения оксидов азота в котле ТПЕ-214 Новосибирской ТЭЦ-5, сопоставление с опытными данными

Аprobация методики и ее промышленная проверка проведены применительно к котлу ТПЕ-214 ($D_{III} = 670 \text{ т/ч}$) блока 200 МВт Новосибирской ТЭЦ-5 с внедренной системой трехступенчатого сжигания и использованием для ступени восстановления пыли основного топлива [578...580]. Рабочим топливом котла является смесь кузнецких углей марок Г и Д со следующими характеристиками: $Q_i^f = 20,52 \text{ МДж/кг}$, $A^f = 17,6\%$, $W^f = 12\%$, $N^f = 1,8\%$, $V^{daf} = 42\%$. Оборудование пылесжигания котла включает в себя систему с пятью молотковыми мельницами и прямым вдуванием пыли, топочную камеру с 3-х ярусным тангенциальным размещением прямооточных горелок и твердым шлакоудалением. Продольный разрез котла ТПЕ-214-А и эскиз его топки представлены соответственно на рисунках П7.15 и П7.16.

Для организации трехступенчатого сжигания установлены восемь сопел третичного дутья на боковых стенах топки с тангенциальным расположением и противокруткой по отношению к основным горелкам. Кроме того, снижена доля вторичного воздуха через верхний ярус горелок путем установки дополнительных вставок в выходные окна каждого “полуканала” вторичного топлива.

Схема трехступенчатого сжигания на котле №5 НТЭЦ-5 реализована следующим образом. Одна пылесистема выделена для приготовления пыли и обеспечения работы горелок ступени восстановления. Транзит пыли через эту ступень осуществляется сушильными инертными газами на четыре тангенциально расположенные горелки восстановительной ступени, размещенные на 8 метров выше верхнего яру-