

**ВИХРЕВОЙ ПАРОГЕНЕРАТОР НОВОГО ТИПА:
МОДЕЛИРОВАНИЕ ТОПОЧНЫХ ПРОЦЕССОВ**

Ю. А. Аникин^{1,2}, И. С. Ануфриев¹, Д. В. Красинский¹,
В. В. Саломатов^{1,2}, Е. Ю. Шадрин², О. В. Шарыпов^{1,2}

¹Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе СО РАН, Новосибирск, Россия, sharypov@itp.nsc.ru

²Новосибирский государственный университет, Новосибирск, Россия

Работа посвящена экспериментальному и численному исследованию аэродинамики и процессов переноса в топочном устройстве нового типа с горизонтальным вихрем и распределенным на верхние и нижние сопла тангенциальным вводом топливных струй. Наличие дополнительных нижних сопел в таком парогенераторе с новой схемой вихревой топки обеспечивает гибкость управления структурой течения и режимными параметрами. Измерения аэродинамических характеристик потока в лабораторной модели такой вихревой топки выполнены с помощью лазерной доплеровской измерительной системы. Вариантное численное моделирование проведено как в изотермической постановке для трехмерного турбулентного течения в лабораторной модели (в масштабе 1:20), так и с учетом всех основных процессов тепломассопереноса при сжигании пылеугольного топлива в полноразмерной конфигурации исследуемой вихревой топки нового типа. Для проведения расчетов использовался CFD-пакет FLUENT. Получены детальные распределения полей скорости, температур, концентраций, тепловых потоков в различных сечениях новой вихревой топки, а также ее основные теплотехнические и экологические характеристики. Сопоставление данных экспериментального и численного моделирования внутренней аэродинамики новой вихревой топки показывает приемлемое для инженерной практики соответствие.

1. Введение. В связи с перспективами развития угольной энергетики возрастает потребность в создании новых технологий и аппаратов для энергоэффективного и экологически безопасного сжигания угольного топлива. Как правило, расширение топливной базы

обеспечивается за счет использования низкосортных углей. Это повышает требования к характеристикам парогенераторов и определяет необходимость применения новых подходов при разработке топочных устройств. Одной из наиболее перспективных технологий улучшения эффективности и экологичности котельных установок для ТЭС является факельное сжигание пылеугольного топлива в вихревом потоке [1]. Вихревой перенос является аэродинамической основой всего процесса сжигания. Достижение заданных технических и экологических показателей при сжигании топлива в вихревом потоке в основном обеспечивается внутренней аэродинамикой топочного устройства. Оптимальной организацией аэродинамики течения можно повлиять на равномерность распределения температуры и тепловых потоков, увеличить время пребывания топливной частицы в камере сгорания, а следовательно, и полноту выгорания топлива, увеличить шлакоулавливание, снизить уровень выброса токсичных ингредиентов и повысить энергоэффективность парогенератора.

Важным этапом разработки новых вихревых топок является исследование их внутренней аэродинамики на лабораторных моделях. Основными элементами конструкции парогенератора с вихревой топкой являются: вихревая камера сгорания с тангенциальным подводом струи аэросмеси, создающей вихревой факел с горизонтально расположенной осью вращения, диффузор и камера охлаждения, заканчивающаяся выпускным газоходом (см. рис. 1). Ранее авторами были выполнены исследования [2-4] структуры течения и процессов переноса в модели вихревой топки, геометрически подобной одной из секций опытно-промышленного котла ТПЕ-427 (конструкции инженера Н.В. Голованова) Новосибирской ТЭЦ-3, см. рис. 1а, в результате которых был выявлен ряд негативных особенностей структуры потока, таких как эффект Коанда в камере охлаждения, наличие возвратных течений и рециркуляционных зон, прецессия вихревого ядра и др. Причиной этих эффектов являются некоторые конструктивные характеристики данной топки. С целью совершенствования конструкции был предложен новый тип топочного устройства с горизонтальным вихревым факелом (патент РФ № 2042084). Отличительными особенностями этой новой вихревой топки (по сравнению с конструкцией Н.В. Голованова) являются: дополнительный тангенциальный подвод воздуха через два сопла, расположенных в нижней части камеры сгорания; отношение ширины горловины диффузора к

удвоенному радиусу камеры сгорания составляет $H=0.4$; центры дуг окружностей фронтальной и задней стенок модели в поперечном сечении смещены друг относительно друга строго по вертикали (см. рис. 1б). Достоинствами данной конструкции являются рациональные габаритные характеристики, распределенный тангенциальный ввод воздуха и горизонтальная ось вращения, за счет чего увеличивается полнота выгорания топлива.

Данная работа посвящена комплексному экспериментальному и численному исследованию аэродинамики и процессов переноса в предложенной новой конструкции вихревой топки (рис.1б). Экспериментальное исследование аэродинамических характеристик пространственного турбулентного течения проводилось в изотермической лабораторной модели новой вихревой топки, созданной в масштабе 1:20. Для этой же геометрии лабораторной установки проведено вариантное численное моделирование этого течения в изотермической постановке, в котором варьировались некоторые геометрические и режимные параметры: угол наклона верхних сопел к горизонтальной оси β изменялся от 7° до 24° , также варьировалась величина γ отношения расходов через верхние и нижние сопла. Для варианта $\beta=15^\circ$ и отношения расходов $\gamma=1$ результаты расчетов сопоставляются с данными измерений. Кроме того, для полноразмерной конфигурации новой вихревой топки выполнено численное моделирование трехмерного турбулентного реагирующего течения с учетом всех основных процессов тепломассопереноса при сжигании пылеугольного топлива.

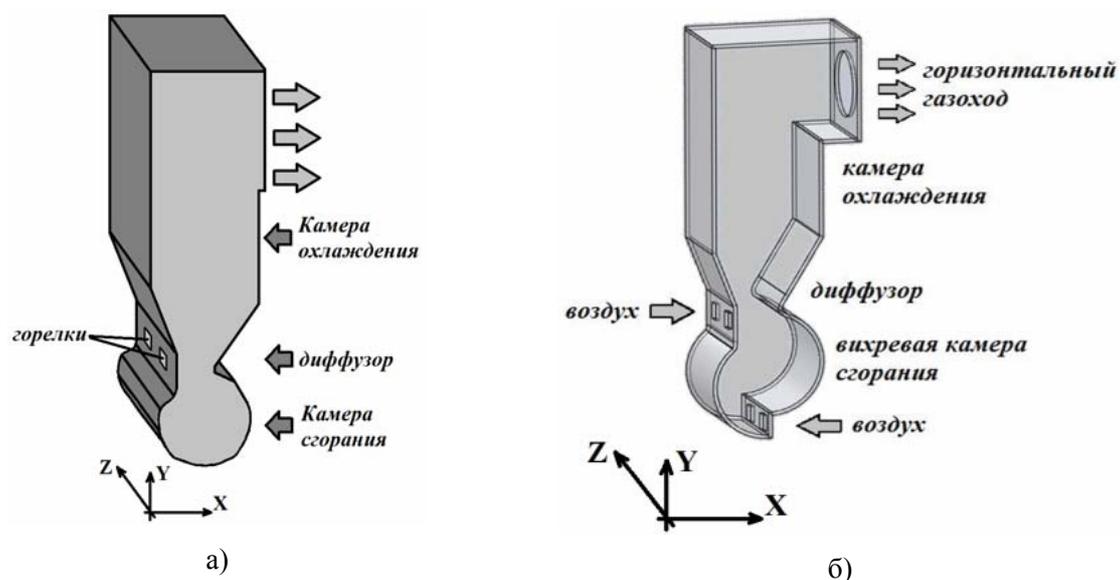


Рис.1. Схема вихревой топки: а) схема Н.В.Голованова (НПО ЦКТИ); б) новая схема

2. Экспериментальный стенд и методика измерений

Экспериментальные исследования внутренней аэродинамики новой вихревой топки проводилось на изотермической модели, изготовленной из гладкого оптически прозрачного оргстекла толщиной 10 мм, что позволяет проводить измерения с использованием оптических методов диагностики потоков (ЛДА, PIV). Габаритные размеры модели (по внутренним стенкам) составляют: $D_0=x_{\max}=300$ мм, $y_{\max}=1200$ мм, $z_{\max}=300$ мм. Здесь D_0 – характерный диаметр вихревой камеры, полученный как сумма радиусов составляющих ее контур двух полуокружностей. В экспериментах задавались следующие входные условия: рабочая среда – сжатый воздух; число Рейнольдса, рассчитанное по диаметру вихревой топки D_0 , составило $Re=3\cdot 10^5$ (при этом значение модуля среднерасходной скорости на срезе нижнего сопла составило 15.5 м/с, а на срезе верхнего – 16.5 м/с; плотность воздуха при температуре 20°C $\rho_0 = 1.2$ кг/м³; динамическая вязкость воздуха при температуре 20°C $\mu_0 = 1.82\cdot 10^{-5}$ Па·с). Размер каждого сопла в сечении на входе в камеру сгорания: 40×50 мм. Угол наклона верхнего сопла по отношению к горизонту (плоскости XZ) составляет $\beta=15^\circ$. Отношение расходов через верхние и нижние сопла $\gamma \sim 1:1$. Эти входные условия соответствуют варианту VTD15a (см. Таблицу 1 в разд.3), рассмотренному в численном исследовании.

Схема работы экспериментальной установки показана на рис. 2. Принцип работы заключается в следующем. Поток сжатого воздуха (1) из магистрали по системе трубопровода подается в модель вихревой топки (2) через шаровый кран (3) с сетчатым фильтром (4) и запорно-регулирующий клапан с электроприводом (5), которым осуществляется автоматическое регулирование расхода воздуха. После клапана установлен преобразователь расхода вихревого типа (6), информация от которого поступает на шкаф автоматики (7), откуда сигналы передаются на клапан (5), и таким образом, происходит установка заданного значения расхода. Давление в магистрали контролируется манометром (8), установленным перед краном (3). После расходомера (6) расположен датчик температуры (9), показания которого отображаются на индикаторной панели шкафа автоматики (7). До входа в модель, через отверстие в трубопроводе, к основному потоку воздуха примешиваются трассеры

(микрокапли специальной жидкости на основе глицерина), создаваемые генератором тумана MartinMagnum 1800 (10). Перед входом в модель дополнительно установлен манометр (11) для контроля давление в системе. Диагностика потока измерительными системами производится через оптически прозрачную торцевую стенку модели (2) с позиции (12).

Для бесконтактного измерения стационарного распределения скорости потока в интересующих сечениях модели применялась лазерная доплеровская прецизионная измерительная система (автоматизированный измерительный комплекс ЛАД-06), разработанная в ИТ СО РАН. Система включает: оптоэлектронный модуль, координатно-перемещающее устройство, компьютер со специализированным программным обеспечением. Фотография экспериментального стенда с оргстеклянной моделью новой вихревой топки и измерительным комплексом ЛАД-06 приведена на рис. 3. В оптоэлектронном модуле реализована оптическая схема с рассеянием назад, которая отличается использованием полупроводникового лазера. В основе метода лежит измерение перемещений взвешенных в потоке частиц (трассеров). Пересекая интерференционное поле, частицы генерируют оптический сигнал, частота которого прямо пропорциональна скорости трассеров. Концентрация трассеров

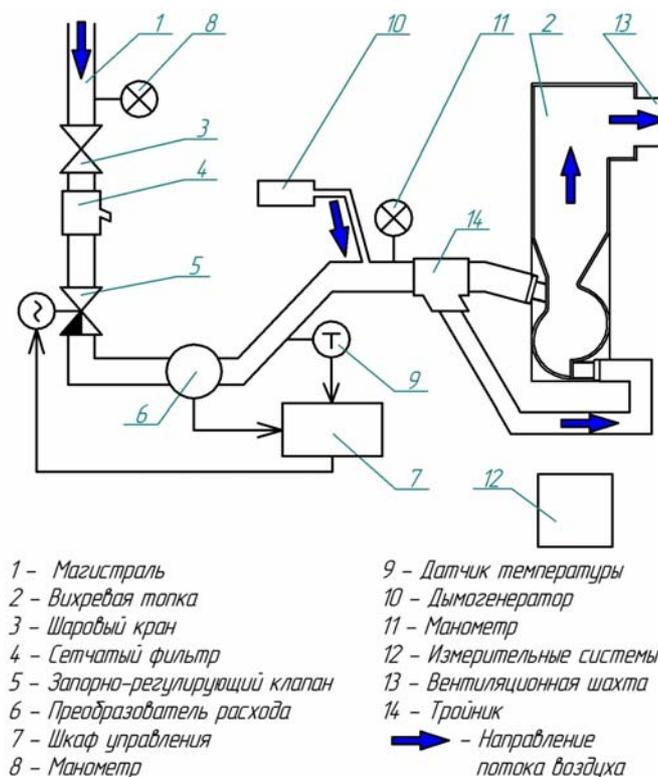


Рис.2. Схема экспериментальной установки

позволяла измерительной системе регистрировать 300–500 частиц в секунду. Характерный размер микрокапель 1–5 мкм позволяет обеспечить высокое соответствие их траекторий линиям тока. Автоматизированный измерительный комплекс ЛАД-06 измеряет две компоненты скорости потока, лежащие в плоскости, перпендикулярной к оптической оси оптоэлектронного блока. Система установлена так, что оптическая ось совпадает с осью вихревой камеры сгорания модели топки. Таким образом, измеряемые компоненты скорости лежат в плоскости XU (плоскость, перпендикулярная оси z), далее они обозначаются как U и V (проекции вектора скорости на оси x и y , соответственно). Координатное перемещающее устройство (КПУ) перемещает оптоэлектронный блок по трем осям, что позволяет позиционировать измерительный объем системы в любой точке внутри модели топки. Минимальный шаг перемещений – 0.01 мм, точность позиционирования ограничивалась точностью привязки к началу координат и была не хуже 1 мм. Диапазон перемещений КПУ по каждой оси ограничен величиной 250 мм. Размеры окна исследуемой области модели топки составляли 300×500×150 мм. Чтобы охватить измерениями всю интересующую область, требовалось провести несколько серий измерений и объединить результаты с учетом приведения координат в единую систему отсчета.



Рис. 3. Измерительный комплекс ЛАД-06 на стенде исследования аэродинамики в модели вихревой топки нового типа

Основной вклад в ошибку измерения среднего значения дают пульсации скорости. Поскольку средние скорости в разных точках значительно различаются, имеет смысл привести размер доверительного интервала в относительных величинах, приведенных к средней скорости в данной точке:

$$U = \bar{U} \pm \Delta U = \bar{U} \left(1 \pm \frac{t(\alpha, N)S}{\bar{U}\sqrt{N}} \right)$$

Автоматизированный эксперимент был спланирован так, чтобы для получения среднего значения скорости в каждой точке было произведено не менее 2000 измерений (по $N=1000$ для каждой компоненты скорости). При $\alpha=0.95$ и $N>25$, $t(\alpha, N) \approx 2$. Выявлено, что для каждой точки измерений отношение стандартного отклонения к среднему значению не превышало $\frac{S}{\bar{U}} < 0.35$. Тогда $\frac{t(\alpha, N)S}{\bar{U}\sqrt{N}} < 0.035$. То есть для каждой точки измерений 95%-ный доверительный интервал не превышал 1 % от вычисленной локальной средней скорости.

3. Численное моделирование

3.1. Математическая модель описания аэродинамики и процессов горения пылеугольного топлива

Применяемая для численного исследования физико-математическая модель пространственного турбулентного течения, процессов тепломассопереноса и горения твердого распыленного топлива в топочных устройствах ТЭС основана на смешанном эйлер-лагранжевом описании двухфазной среды, когда для несущего газа используется модель сплошной среды, а для дисперсной фазы – траекторная модель пробных частиц, движение которых вдоль их траекторий описывается системой обыкновенных дифференциальных уравнений, что позволяет легко учесть полидисперсность угольного топлива. Такая математическая модель позволяет описать все основные взаимосвязи процессов переноса за счет турбулентной аэродинамики, межфазного взаимодействия, химического гетерогенного и газофазного реагирования, лучистого теплообмена. Для газовой фазы дифференциальные уравнения пространственного переноса массы, импульса, энергии и концентраций

представлены на основе континуального (Эйлера) описания. При этом предполагается, что течение в вихревой топке является стационарным, дозвуковым, турбулентным и имеет существенно пространственный характер, обусловленный конструктивной схемой топки. Аэродинамика такого течения определяется осредненными по Рейнольдсу уравнениями неразрывности и количества движения, для замыкания которых выбрана так называемая «реализуемая» модификация k - ε модели турбулентности [5]. Эта модель за счет более точной формулировки членов уравнения переноса скорости диссипации турбулентности обеспечивает улучшенную предсказательную способность (по сравнению со «стандартной» k - ε моделью [6]), в том числе применимость для моделирования сложных турбулентных закрученных течений и/или течений со значительной кривизной линий тока (что характерно для исследуемой вихревой топки), и улучшенную вычислительную робастность. В этой модели достаточно задать только четыре константы: $C_{1\varepsilon} = 1.44$; $C_2 = 1.9$; $\sigma_k = 1$; $\sigma_\varepsilon = 1.2$.

При моделировании процессов тепломассообмена и горения газовая фаза считается состоящей из следующих компонент: $\{O_2, CH_nO_m, CO, CO_2, H_2O, N_2\}$. Здесь CH_nO_m представляет собой обобщенную формулу углеводородов, выделяющихся из летучих в процессе их пиролиза. Состав m и n в CH_nO_m и их энерговыделение рассчитываются на основе характеристик и элементного состава заданного угля, откуда определяются молекулярный вес летучих и стехиометрические коэффициенты реакции горения летучих. В проведенных расчетах в качестве твердого топлива использовался Березовский бурый уголь КАБ марки «2Б», элементный состав которого был задан согласно данным [7]. Для этого угля были получены следующие значения химической формулы летучих: $n=3.037$, $m=0.889$, молярная масса выделившихся летучих = 29.29 г/моль. Теплоемкость летучих в составе газовой смеси CH_nO_m определяется по кусочно-полиномиальной зависимости от температуры, коэффициенты этих полиномов были приняты как для метана CH_4 . Коэффициент молекулярной вязкости газовой смеси определяется также по степенной зависимости от температуры. Скорость газофазной реакции горения углеводородов CH_nO_m описывается на основе известной модели дробления турбулентных вихрей [8].

Для моделирования лучистого теплообмена используется *P-I* приближение метода сферических гармоник для серой двухфазной среды. Поглощение лучистой энергии газодисперсной средой обусловлено поглощением и рассеянием излучения дисперсными частицами, а также поглощением трехатомными составляющими дымовых газов. Поэтому коэффициенты поглощения в газовой фазе определяются по известной модели взвешенной суммы серых газов [9], а коэффициенты поглощения и рассеяния в дисперсной фазе определяются из приближения оптически крупных частиц [10]. В результате задача моделирования лучистого теплообмена сводится к решению дополнительного уравнения (вида уравнения Пуассона) переноса величины плотности энергии излучения [10].

Дисперсная фаза моделируется на основе Лагранжева описания движения, теплообмена и химического реагирования частиц твердого топлива. В качестве входных условий для дисперсной фазы в данной математической модели принимается, что с поверхности входных сечений испускаются представительные кластеры частиц твердого топлива. Для расчета параметров, характеризующих поведение представительной частицы, используется система обыкновенных дифференциальных уравнений, описывающая процесс движения частицы и радиационно-конвективный теплообмен частицы с газовой фазой, где также учтены источниковые члены, описывающие межфазный тепломассообмен при гетерогенном реагировании. Учет влияния турбулентности несущего газа на движение частиц моделируется путем стохастических возмущений траекторий частиц. Для каждого представительного кластера задаются: соответствующая поверхность, компоненты входной скорости для частиц, расход топлива через каждую поверхность, температура входящего в топку топлива, параметры распределения частиц по размерам. Для учета полидисперсности представительные кластеры частиц разбиваются на несколько десятков фракций по размерам, при этом массовая доля каждой фракции определяется с использованием известной двухпараметрической формулы Розина-Раммлера [10]. В проведенных расчетах величина массового остатка на сите 90 мкм принималась равной $R_{90}=15\%$, а коэффициент полидисперсности помола – равным 1.2. Минимальный размер частиц был ограничен значением 4 мкм, а максимальный размер – значением 400 мкм. Скорость горения коксового остатка и ее энергия активации задавались по

литературным данным. При моделировании процессов тепломассообмена и гетерогенного горения для каждого представительного кластера угольных частиц учитываются стадии: – выхода летучих (описывается по модели постоянной скорости выхода летучих), – горения коксового остатка (описывается в рамках диффузионно-кинетической теории горения твердого топлива), – инертного движения золowego остатка до выхода частицы из расчетной области. В тепловом балансе угольной частицы учитываются конвективный и лучистый теплообмен и тепловыделение при горении коксового остатка. Температура частицы считается одинаковой внутри частицы, но отличающейся от температуры несущей газовой среды.

С целью предсказания уровня эмиссии оксидов азота в топке, в используемой численной модели дополнительно решаются дифференциальные уравнения пространственного переноса концентраций монооксида азота NO, а также промежуточных соединений (радикалы HCN, NH₃), учитываемых в общей кинетической схеме образования оксидов азота. Ввиду того, что концентрации этих веществ малы по сравнению с концентрациями основных компонент газовой смеси, и при этом энергетический вклад этих реакций также пренебрежимо мал по сравнению с тепловыми эффектами реакций горения топлива, общепринятым подходом является проведение расчета образования оксидов азота на этапе пост-процессинга, т.е. с использованием «замороженных» пространственных полей величин (скорости, температуры, концентраций O₂, CH_nO_m, CO, CO₂, H₂O, N₂ и т.д.), полученных на основном этапе расчета. В принятой схеме образования оксидов азота [11] при сжигании угля в вихревой топке учитываются следующие механизмы:

- 1) «термический» – окисление азота воздуха N₂ по расширенному механизму Я.Б.Зельдовича, важнейшую роль в котором играет диссоциация кислорода O₂ при повышенных температурах;
 - 2) «быстрый» – реагирование азота воздуха N₂ с углеводородными радикалами по механизму Фенимора, которое может происходить в области выделения летучих;
 - 3) «топливный» – выделение азота органической части топлива в газовую фазу (в процессе выхода летучих) в виде радикалов NH₃ и HCN, которые далее окисляются с образованием NO.
- В проведенных расчетах полагалось, что весь азот топлива (0.4 % на рабочую массу сырого угля) выделяется с летучими;

4) механизм с промежуточным образованием N_2O при окислении азота воздуха N_2 – может играть существенную роль при повышенном давлении, что, однако, не характерно для условий топочного процесса в вихревой топке.

Также в модели образования оксидов азота [11] учитываются и факторы, приводящие к уменьшению концентрации NO : – путем «geburn-механизма» при реагировании оксидов азота с углеводородными радикалами CH_i , – и за счет гетерогенной реакции поглощения NO на поверхности углеродных частиц.

3.2. Варианты расчетов и постановка граничных условий

Перечень вариантов численного моделирования, выполненных как в изотермической постановке для течения в лабораторной модели, так и с учетом всех основных процессов тепломассопереноса при сжигании пылеугольного топлива в полноразмерной конфигурации новой вихревой топки, в зависимости от конструктивных и режимных параметров (угла наклона β верхнего сопла и отношения расходов через верхнее и нижнее сопла $\gamma = G_{\text{верх}} : G_{\text{ниж}}$), сведен в Таблице 1. Поскольку в ходе анализа результатов вариантных расчетов часть вариантов была оценена как неперспективные (например, $\beta = 7^\circ$), то не все комбинации вариантов из Таблицы 1 рассчитывались.

Таблица 1. Варианты конструктивных и режимных параметров новой вихревой топки

угол наклона верхнего сопла β	отношение расходов сопел γ	моделирование аэродинамики в изотермической постановке, лабораторная модель ВТ			моделирование с учетом процессов тепломассообмена и горения, полноразмерная конструкция ВТ	
		1:1	2:1	3:1	2:1	3:1
7°		VTD7a	–	–	–	–
15°		VTD15a	VTD15b	VTD15c	–	–
24°		–	VTD24b	–	VTD24b_comb	VTD24c_comb

Задание граничных условий при моделировании в изотермической постановке (на примере варианта VTD15a).

В качестве граничных условий во входных сечениях каждого прямоугольного канала сопел задается равномерный профиль среднерасходной скорости: на срезе верхнего сопла $U_{\text{верх}}=16.5$ м/с, на срезе нижнего сопла $U_{\text{ниж}}=15.5$ м/с (см. раздел 2), а параметры турбулентности k_0 и ϵ_0 в этих сечениях определяются через заданную величину интенсивности турбулентных пульсаций, полагаемую равной 5%.

Конструкция вихревой топки имеет плоскость симметрии S_{XY} между двумя горелками, расположенными последовательно в направлении оси z (см. рис.1). Течение предполагается симметричным относительно этой плоскости, и поэтому с целью экономии вычислительных ресурсов достаточно рассчитывать только половину объема топки, т.е. полусекцию, имеющую ширину $z_{\text{max}}/2$ по трансверсальной координате z и содержащую одно нижнее и одно верхнее сопло. На плоскости S_{XY} задаются условия зеркальной симметрии для всех величин. Построенная для конечнообъемной дискретизации уравнений расчетная неструктурированная сетка состоит из 351784 гексаэдрических ячеек, ее вид на граничной поверхности моделируемого объема топки представлен на рис. 4 (для увеличения показана только область вихревой камеры и диффузорная часть топки). Средний шаг сетки внутри вихревой камеры –

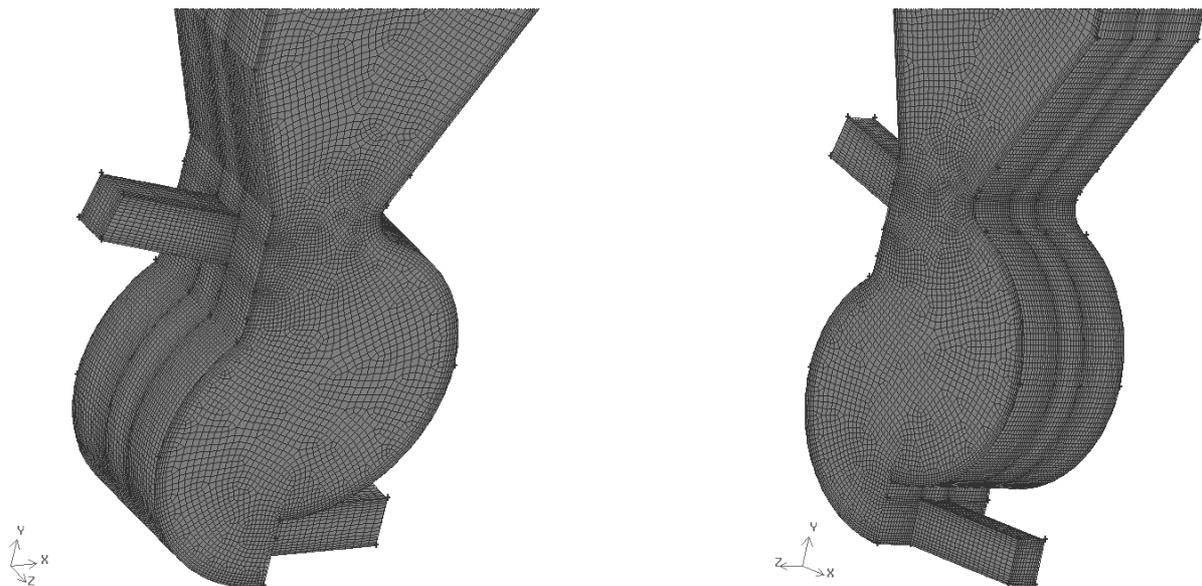


Рис. 4. Вид расчетной сетки на поверхности вихревой топки (показана нижняя часть топки), слева – вид со стороны верхнего сопла, справа – вид со стороны нижнего сопла

около 6 мм, при этом вблизи стенок камеры сетка сгущена таким образом, что расстояние r по нормали от стенки до центра пристенной ячейки составляет около 0.8 мм. В верхней части топки средний шаг сетки от 8 до 15 мм, при этом вблизи стенок камеры сетка сгущена таким образом, что величина r составляет от 1.5 до 2 мм. Для компонент скорости на стенках задаются граничные условия прилипания, при этом для моделирования турбулентности в пристеночной области используется методика «улучшенного пристеночного моделирования» [11, 12], представляющая собой комбинацию двухзонного описания (с выделением зоны вязкого подслоя и буферной зоны, когда турбулентное число $Re_\tau < 200$) с описанием по модифицированному методу пристеночных функций [13], в т. ч. с учетом влияния градиента давления и эффектов неравновесности из-за искривления линий тока в сложном пространственном пограничном слое. Такая комбинированная методика [11] позволяет более точно учесть влияние вязкого подслоя и буферной зоны без необходимости более существенно измельчать сетку (по нормали к стенке) в этих зонах.

Тракт выпускного газохода котла имеет достаточную протяженность сверху вниз (около 8 калибров относительно ширины канала газохода), чтобы вблизи его выходного сечения получить близкие к равномерным распределения характеристик потока – в этом сечении для всех величин, кроме давления, задаются так называемые «мягкие» граничные условия, а градиент давления в выходном сечении определяется из интегрального условия сохранения баланса массы.

Отличия в задании граничных условий при моделировании с учетом процессов тепломассообмена и горения угля в полноразмерной конструкции ВТ (на примере варианта VTD24c_comb).

Для численного моделирования топочных процессов вычислительная область и расчетная сетка, построенные для геометрии лабораторной модели, были масштабированы в отношении 20:1 (за исключением того, что общая высота топки была увеличена до 36 м, также была изменена форма выпускного газохода). При этом габаритные размеры моделируемой полусекции составили: $D_0 = 6$ м, $y_{\max} = 36$ м, $z_{\max} = 3$ м. С целью соответствия требованиям котельной технологии поверхности стенок в камере охлаждения считаются тепловоспринимающими, а именно, полагалось, что слева (по координате z) вычислительный

объем полусекции вихревой топки ограничен в сечении $z=0$ стенкой в виде двухсветного экрана (при этом в камере сгорания эта стенка считается футерованной), а справа в сечении $z_{\max}=3$ м – плоскостью симметрии S_{XY} секции. При этом в верхней части камеры охлаждения в плоскости симметрии S_{XY} была дополнительно установлена ширма, поэтому там граничные условия зеркальной симметрии заменяются условиями на твердой стенке (в сечении $z_{\max}=3$ м) в виде тепловоспринимающего экрана ширмы. При задании граничных условий как лучистого, так и конвективного теплообмена на поверхности экранов и ширмы топки используется интегральный коэффициент теплопередачи α_w стенок топки (от поверхности золых отложений до пароводяной смеси). Значения этого коэффициента, заданные на различных экранных поверхностях вихревой топки, приведены в Таблице 2. При этом температура пароводяной смеси в трубах задавалась равной 390 °С, а степень черноты экранов – равной 0.8. При таком способе задания граничных условий значения температур поверхности экранов и тепловых потоков на них, а также коэффициент тепловой эффективности экранов, определяются в процессе численного решения. В качестве граничных условий для величины плотности энергии излучения на тепловоспринимающих поверхностях ставятся известные условия Маршака.

Таблица 2. Заданные на экранных поверхностях значения коэффициента теплопередачи

наименование и местоположение поверхности	α_w , Вт/(м ² ·К)
ширма (в камере охлаждения в сечении $z=3$ м)	250
двухсветный экран (в камере охлаждения в сечении $z=0$)	200
остальные экранные поверхности (фронтальные, тыловые и потолочные в камере охлаждения)	150
футерованные стенки (в камере сгорания)	10

Условия во входных сечениях каналов горелок определялись в соответствии со следующими допущениями. В отличие от изотермического моделирования, верхняя горелка была разделена (по высоте) на два канала: канал 1 подачи аэросмеси и расположенный над ним

канал 2 подачи вторичного сухого воздуха. Нижняя горелка целиком представляет собой канал 0, в который также подается вторичный воздух. Сухой воздух считается состоящим на 21% из кислорода O_2 и на 79% из азота N_2 по объему. Также предполагается, что влага при подсушивании угля в мельнице полностью выходит из топлива в виде водяного пара, вся масса которого подается в канал 1 первичного воздуха, в котором смешивается с сухим воздухом – таким образом, через канал 1 в топку подается аэрозоль – влажный первичный воздух с распыленным в нем углем. Расход подсушенного угля на моделируемый объем полусекции вихревой топки был принят равным 3.75 кг/с, а коэффициент избытка воздуха в топке – равным 1.15. Значения параметров во входных сечениях каналов приведены в Таблице 3 (в этом варианте отношение суммарных расходов газовой фазы через верхнюю (каналы 1 и 2) и нижнюю (канал 0) горелки $\gamma = G_{\text{верх}} / G_{\text{ниж}} = 3$).

Таблица 3. Заданные параметры каналов горелок (вариант VTD24c_comb)

параметр	канал 0 вторичного воздуха (нижняя горелка)	канал 1 первичного воздуха (верхняя горелка)	канал 2 вторичного воздуха (верхняя горелка)
ширина канала, м	0.8		
высота амбразуры канала (в сечении YZ), м	1.	0.5	0.5
угол β наклона каналов горелки к горизонту, °	0	24	24
площадь сечения канала (по нормали к его оси), м ²	0.8	0.365418	0.365418
массовый расход сухого воздуха, кг/с	9.3205	15.6289	10.4855
массовый расход водяного пара, кг/с	0	1.8470	0
объемная доля O_2	0.21	0.17658	0.21
объемная доля H_2O	0	0.15914	0
температура потока, °C	320	180	320
плотность газового потока, кг/м ³	0.5927	0.7295	0.5927
скорость потока в канале, м/с	19.6553	65.5574	48.4096

3.3. Численный алгоритм

Для численной аппроксимации конвективных членов осредненных уравнений количества движения для газовой фазы использовалась схема [11] второго порядка точности против потока, а для уравнений переноса скалярных величин – схема «пятой степени» Патанкара [14], которая позволяет обеспечить монотонность решения для скалярных величин. Для расщепления нелинейной связи между компонентами скорости и давлением использовался высокоэффективный алгоритм PISO [15], который представляет собой модификацию известного алгоритма SIMPLE [14] путем введения дополнительных внутренних итераций для поправок скорости и давления типа «предиктор–корректор», сводящихся к решению дополнительного числа уравнений Пуассона для поправок давления. Несмотря на увеличение объема вычислений на каждой «глобальной» итерации, дополнительные подытерации «предиктор–корректор» в алгоритме PISO обеспечивают значительно лучшее согласование полей скорости и давления, что приводит к более надежной и быстрой сходимости итерационного процесса в целом.

Решение уравнений баланса массы, количества движения, энергии и концентраций для дисперсной и газовой фаз выполняется в ходе последовательных "глобальных" итераций для несущего газа и для дисперсной фазы, а взаимовлияние фаз осуществляется согласно алгоритму PSI-CELL (Particle-Source-In-Cell) [16], при котором на "лагранжевом" этапе решения в каждой ячейке сетки рассчитываются источниковые члены суммарного влияния всех прошедших через данную ячейку пробных частиц. Далее на "эйлеровом" этапе эти источниковые члены используются в правых частях соответствующих уравнений. После сходимости итерационного процесса решение оказывается самосогласованным.

4. Результаты физического и численного моделирования

внутренней аэродинамики новой вихревой топки

С целью сопоставления результатов физического и численного моделирования, аэродинамическая структура турбулентного потока в лабораторной модели новой вихревой топки была исследована для варианта VTD15a (см. Таблицу 1 в разд.3) в изотермической постановке при числе Рейнольдса $Re=3 \cdot 10^5$. Структура течения в виде векторных полей

осредненной скорости в различных сечениях топки показана на рис. 5–7 (для увеличения показана вихревая камера сгорания и часть камеры охлаждения). Видны следующие особенности аэродинамической картины в новой схеме вихревой топки. Истекающая из верхнего сопла струя, подпиремая снизу закрученным потоком вихревой камеры, присоединяется к противоположной стенке и далее распространяется вниз как пристенная струя вдоль вогнутой поверхности камеры. От точки присоединения струи вверх (между струей и верхней частью противоположной стенки) до горловины камеры может располагаться область рециркуляции, причем вдоль стенки у горловины может происходить частичный вынос потока в камеру охлаждения. С другой стороны, в нижней точке пристенной струи (над срезом нижнего сопла) имеет место застойная область из-за вертикального уступа стенки. Далее происходит процесс смешения пристенной струи и струи, истекающей из нижнего сопла. Вблизи центра вихревой камеры четко выражена область вихревого ядра, положение которой зависит от координаты z , что может указывать на наличие прецессии вихревого ядра. Также это свидетельствует о том, что закрученный поток в камере сгорания имеет сложную

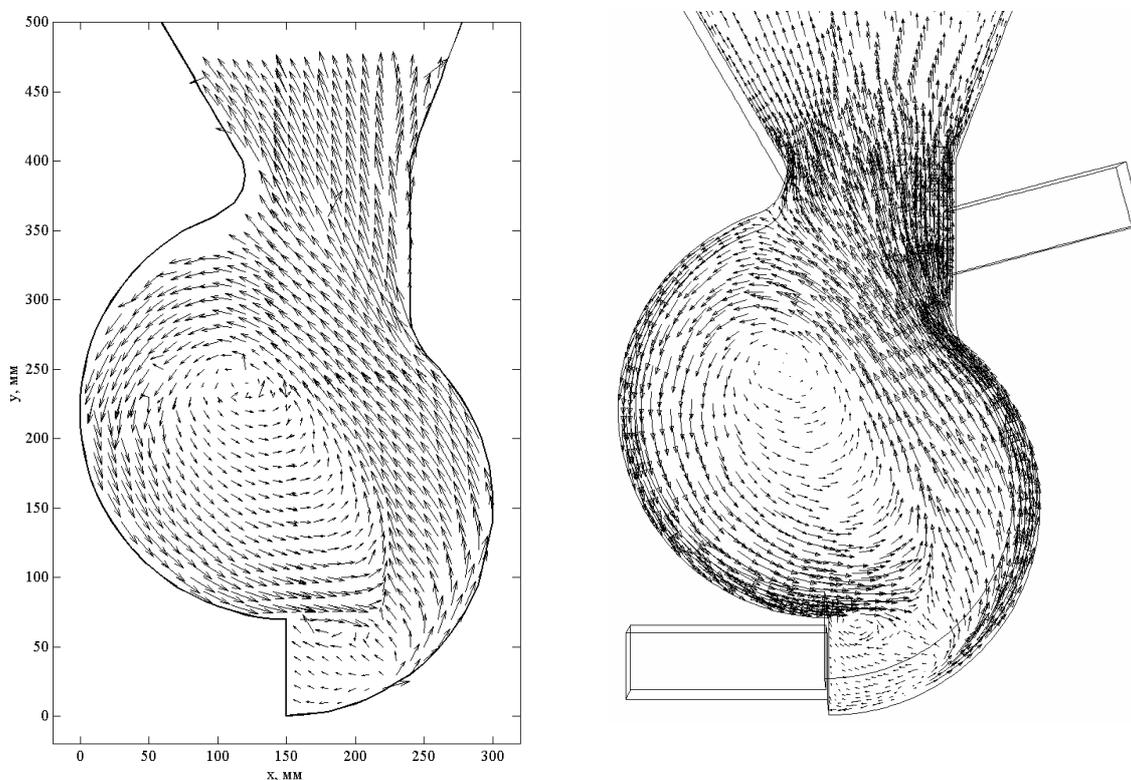


Рис. 5. Векторное поле скорости в сечении вблизи торцевой стенки ($z=15$ мм); слева – эксперимент, справа – численное моделирование.

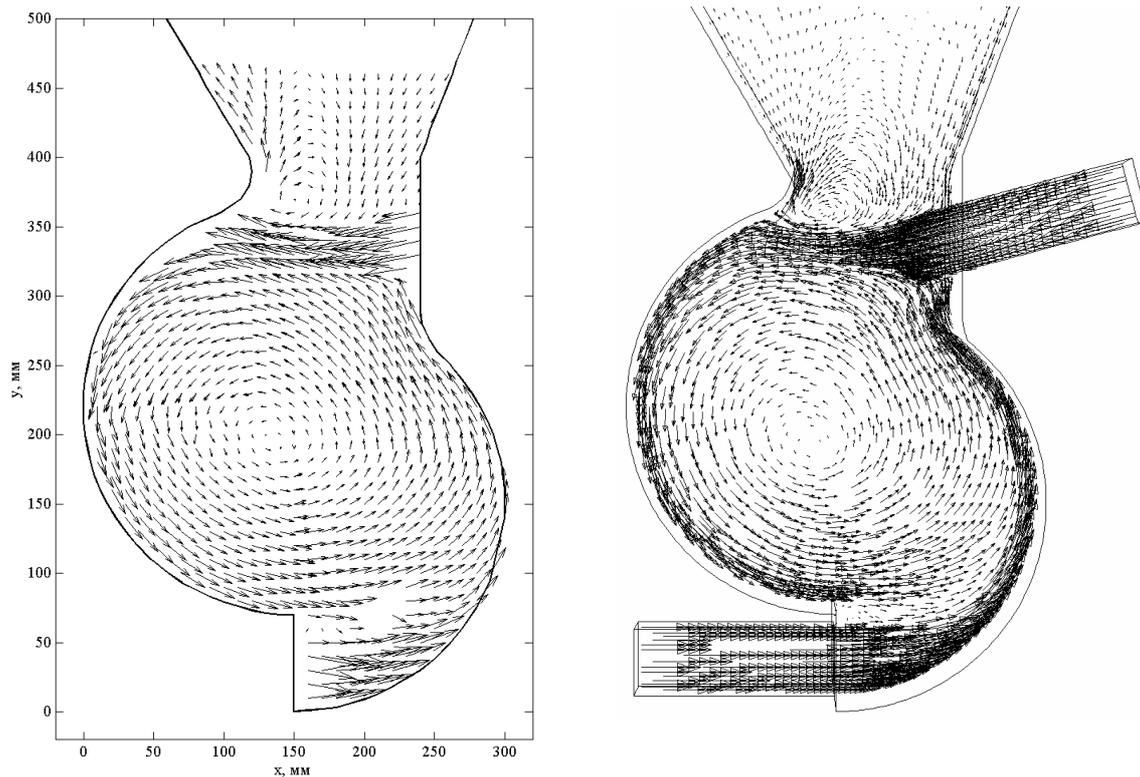


Рис. 6. Векторное поле скорости в сечении по центру сопла ($z=80$ мм);
слева – эксперимент, справа – численное моделирование.

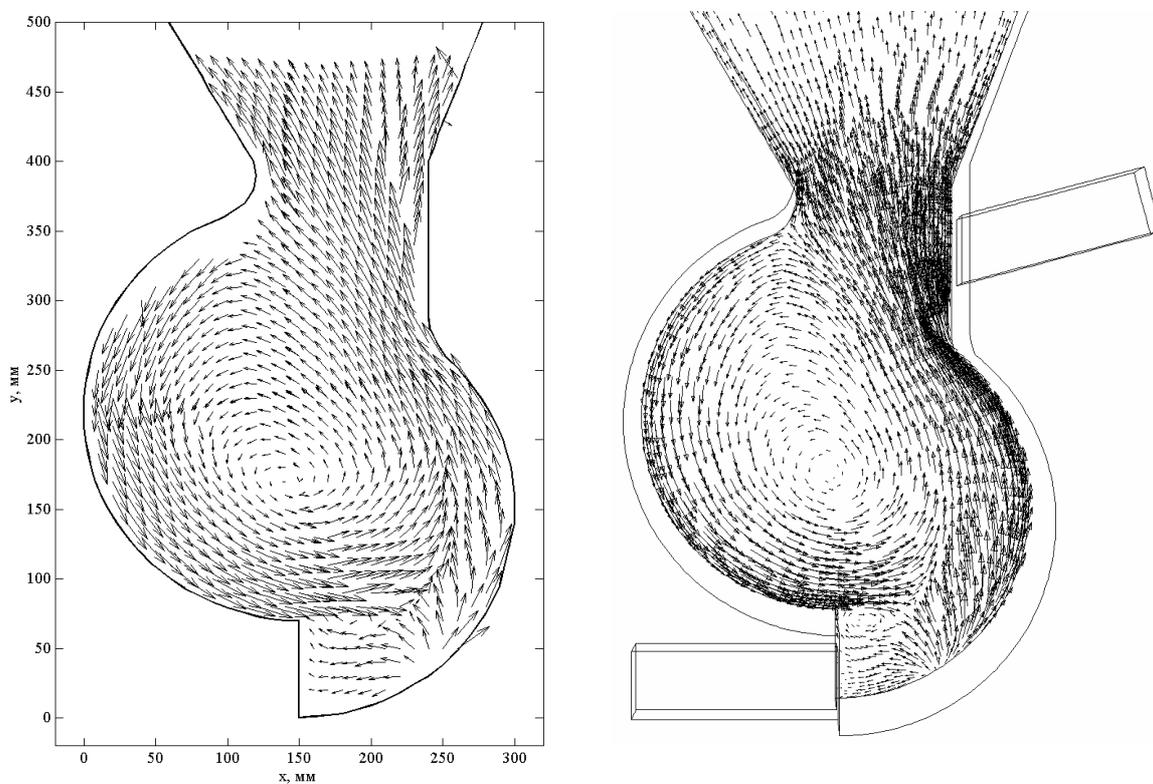


Рис. 7. Векторное поле скорости в сечении посередине между соплами ($z=150$ мм);
слева – эксперимент, справа – численное моделирование.

пространственную структуру. Поток выходит из вихревой камеры сгорания в виде струи в плоскости симметрии S_{XY} между двумя соплами, а также вблизи торцевой стенки. В области над верхним соплом присутствуют возвратные течения и рециркуляционные зоны. Как расчетные, так и экспериментальные данные демонстрируют существенную пространственную неоднородность структуры восходящего потока в камере охлаждения. Из рис. 5–7 для векторных полей скорости наблюдается качественное сходство структуры течения, полученной в эксперименте и в численном моделировании.

Изоконтуры величины модуля скорости в тех же сечениях лабораторной модели топки показаны на рис. 8–9, откуда также наблюдается согласие экспериментальных и расчетных данных. На рис. 10 приведены профили вертикальной и горизонтальной компонент осредненной скорости, построенные вдоль горизонтальной линии $y = 185$ мм (проходящей вблизи

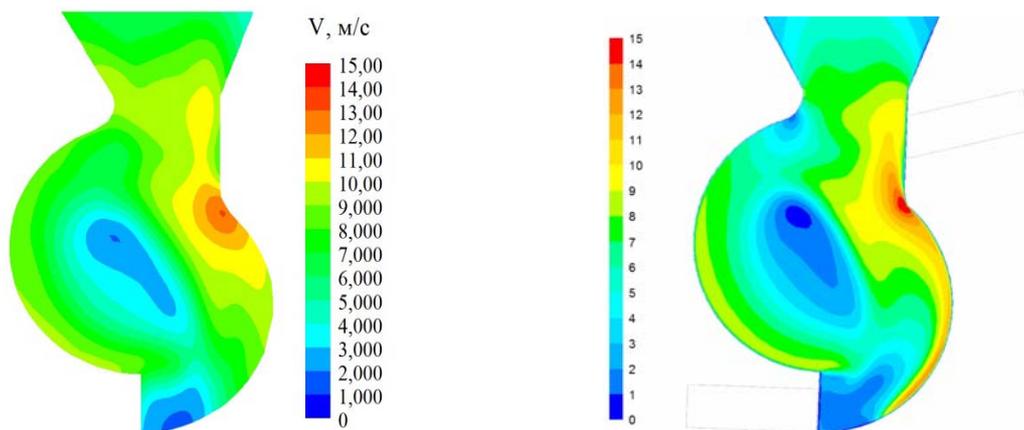


Рис. 8. Поле модуля скорости (м/с) в сечении вблизи торцевой стенки ($z=15$ мм); слева – эксперимент, справа – численное моделирование.

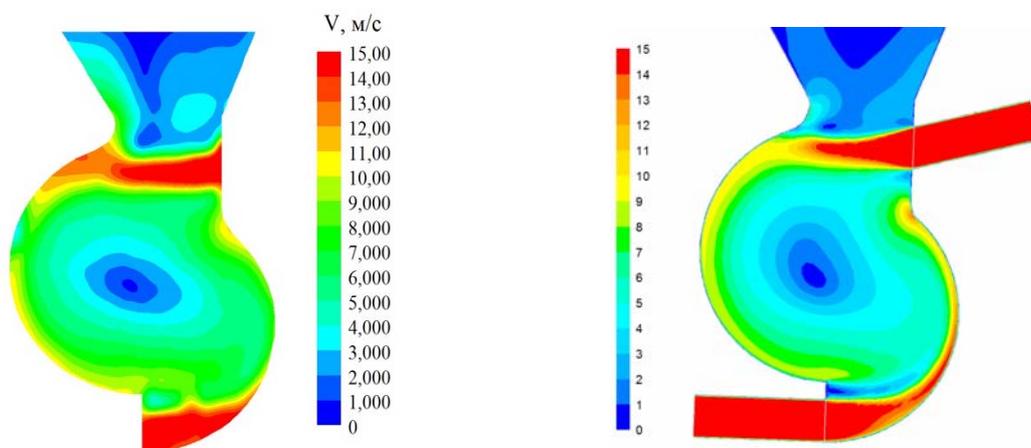


Рис. 9. Поле модуля скорости (м/с) в сечении по центру сопла ($z=80$ мм); слева – эксперимент, справа – численное моделирование.

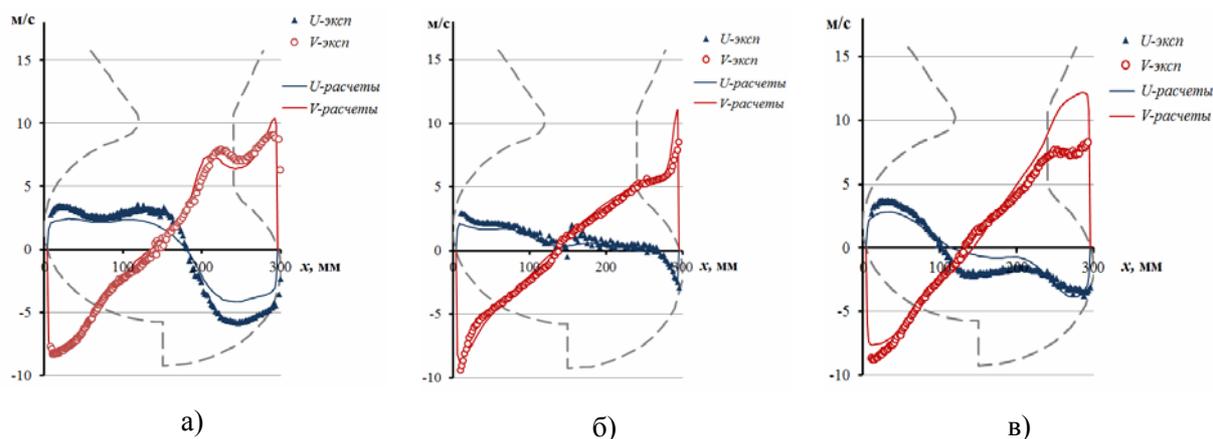
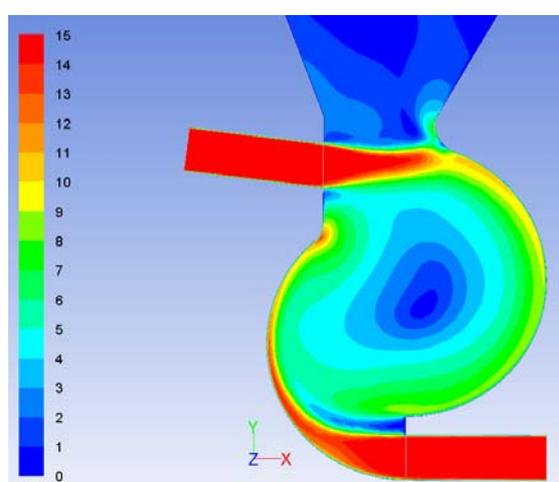


Рис. 10. Профили горизонтальной U - и вертикальной V - компонент скорости вдоль центральной горизонтальной линии ($y=185$ мм) в трех XY -сечениях: а) вблизи торцевой стенки ($z=15$ мм); б) по центру сопла ($z=80$ мм); в) посередине между соплами ($z=150$ мм); точки – эксперимент, сплошные линии – численное моделирование.

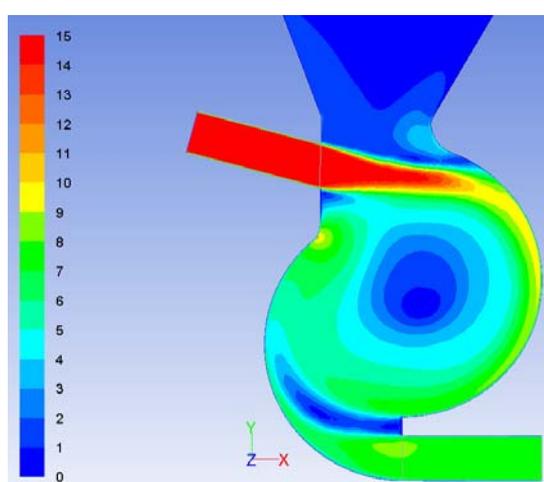
центра вихревой камеры) в трех сечениях лабораторной модели топки. Здесь представлены результаты численных расчетов и данные ЛДА-измерений (которые выполнены вдоль этой линии с более мелким пространственным шагом (до 1 мм) и большим временем (до 40 с) измерения в каждой точке). Профиль вертикальной компоненты скорости в вихревой камере является устойчивым и близким к осесимметричному для сечений по центру сопла и в плоскости симметрии (рис. 10 б, в), что соответствует распределению скорости в течении с потенциальным вихрем. Можно видеть, что результаты численного моделирования удовлетворительно согласуются с полученными экспериментальными данными.

Для достижения приемлемых по требованиям котельной технологии аэродинамических характеристик новой конструкции вихревой топки проведена серия расчетов, в которых варьировались некоторые геометрические и режимные параметры: угол наклона верхних сопел к горизонтальной оси β изменялся от 7° до 24° , также варьировалась величина γ отношения расходов через верхние и нижние сопла. Численные результаты по влиянию параметров β и γ на аэродинамическую структуру представлены на рис. 11–13 для четырех вариантов расчетов. Из рис. 11 видно, что в варианте $\beta=7^\circ$ верхняя часть струи, подпираемая потоком снизу, распространяется почти горизонтально, в результате чего точка ее присоединения попадает на зону горловины диффузора (что также подтверждается местоположением максимума давления

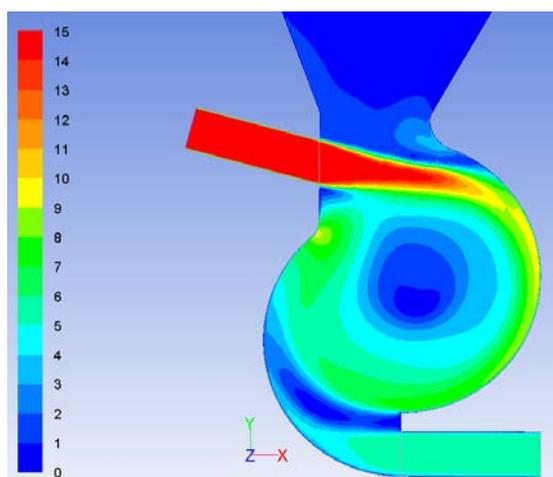
– см. рис. 12), и часть струи перетекает сразу в камеру охлаждения, что означает вынос туда свежей несгоревшей смеси и, как следствие, неудовлетворительные значения механического недожога угольного топлива. По этой причине вариант $\beta=7^\circ$ был оценен как неперспективный. Также из анализа вариантного численного исследования сделан вывод, что при равном отношении расходов через верхнее и нижнее сопла $\gamma=G_{\text{верх}}:G_{\text{ниж}}=1:1$ происходит весьма существенное подпирание верхней струи потоком снизу, постепенно (по длине струи) отклоняющее ее вверх – что может быть эквивалентно уменьшению угла β .



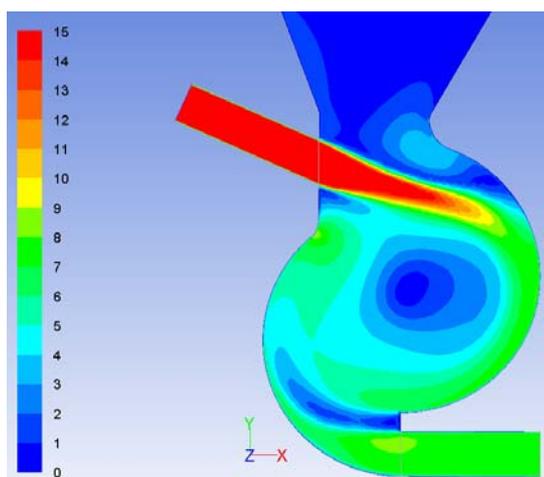
а) вариант VTD7a ($\beta=7^\circ$, $\gamma=1$)



б) вариант VTD15b ($\beta=15^\circ$, $\gamma=2$)

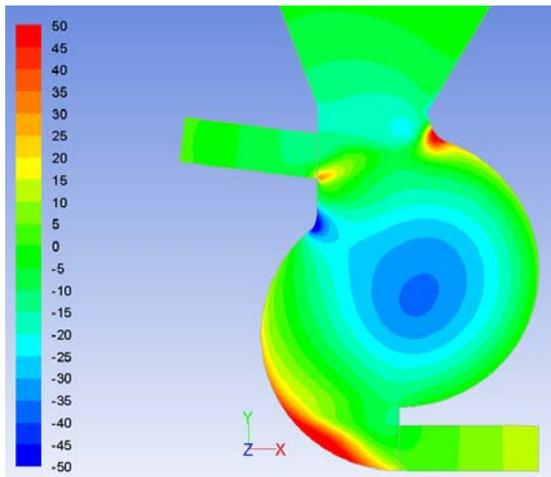


в) вариант VTD15c ($\beta=15^\circ$, $\gamma=3$)

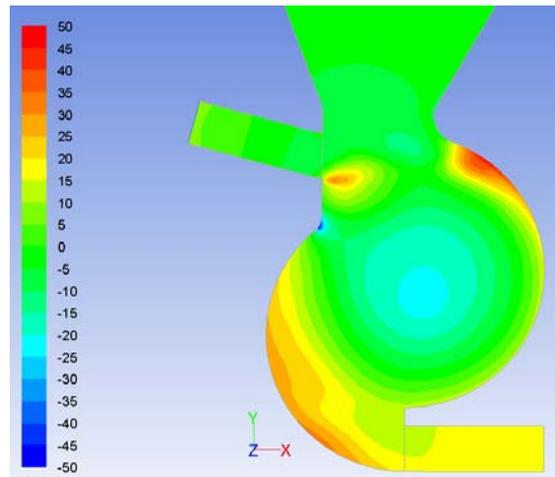


г) вариант VTD24b ($\beta=24^\circ$, $\gamma=2$)

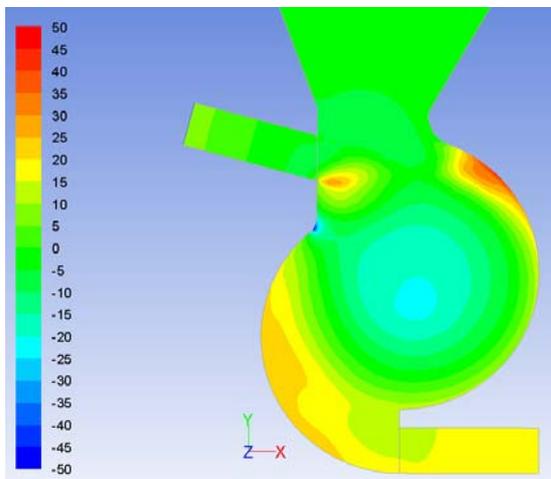
Рис. 11. Изоконтуры модуля скорости (м/с) в сечении по центру горелок для ряда вариантов новой вихревой топки (численное моделирование).



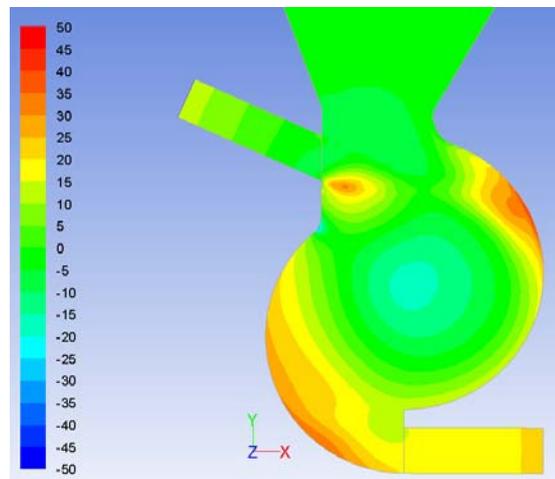
а) вариант VTD7a ($\beta=7^\circ$, $\gamma=1$)



б) вариант VTD15b ($\beta=15^\circ$, $\gamma=2$)

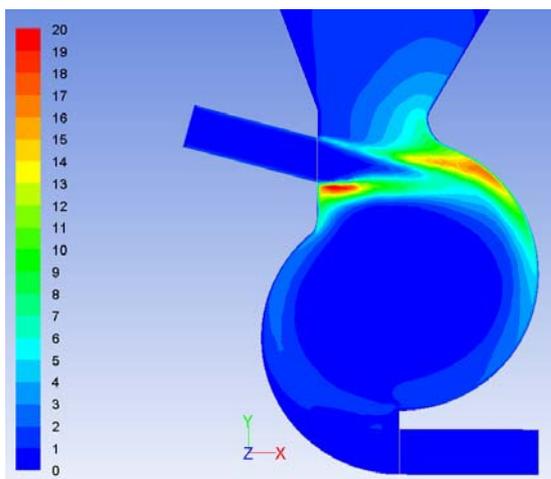


в) вариант VTD15c ($\beta=15^\circ$, $\gamma=3$)

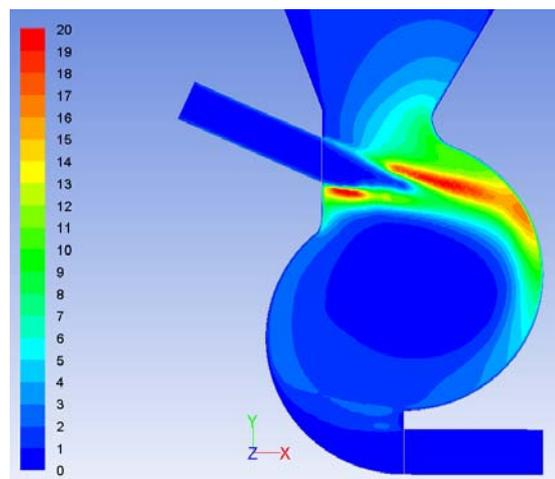


г) вариант VTD24b ($\beta=24^\circ$, $\gamma=2$)

Рис. 12. Изоконтурные инкремента давления (Па) в сечении по центру горелок для ряда вариантов новой вихревой топки (численное моделирование).



вариант VTD15c ($\beta=15^\circ$, $\gamma=3$)



вариант VTD24b ($\beta=24^\circ$, $\gamma=2$)

Рис. 13. Изоконтурные кинетической энергии турбулентности ($\text{м}^2/\text{с}^2$) в сечении по центру горелок для двух вариантов новой вихревой топки (численное моделирование).

5. Результаты численного моделирования процессов

горения угля в новой вихревой топке

Численное исследование трехмерного турбулентного реагирующего течения с учетом всех основных процессов тепломассопереноса при факельном сжигании березовского бурого угля в полноразмерной конфигурации новой вихревой топке проведено для варианта VTD24c_comb (постановка граничных условий описана в разд.3.2). Изоконтурные величины модуля скорости в сечениях топки $z=1.6$ м (по центру горелок) и $z=2.5$ м показаны на рис. 14. Следует отметить, что на рис. 14 после выхода из камеры охлаждения показан выпускной газопровод (и поле скорости в нем), служащий дополнением конструкции вихревой топки, необходимым для корректной постановки выходных граничных условий в численном моделировании. На остальных рисунках этот элемент не показан (т.е. численные результаты рассматриваются только в основном объеме топки, вплоть до выхода из камеры охлаждения). Основным аэродинамическим отличием течения с горением является эффект тепловое расширение потока, приводящий к увеличению скорости течения из-за снижения плотности газа по уравнению состояния. Изоконтурные модуля скорости и кинетической энергии

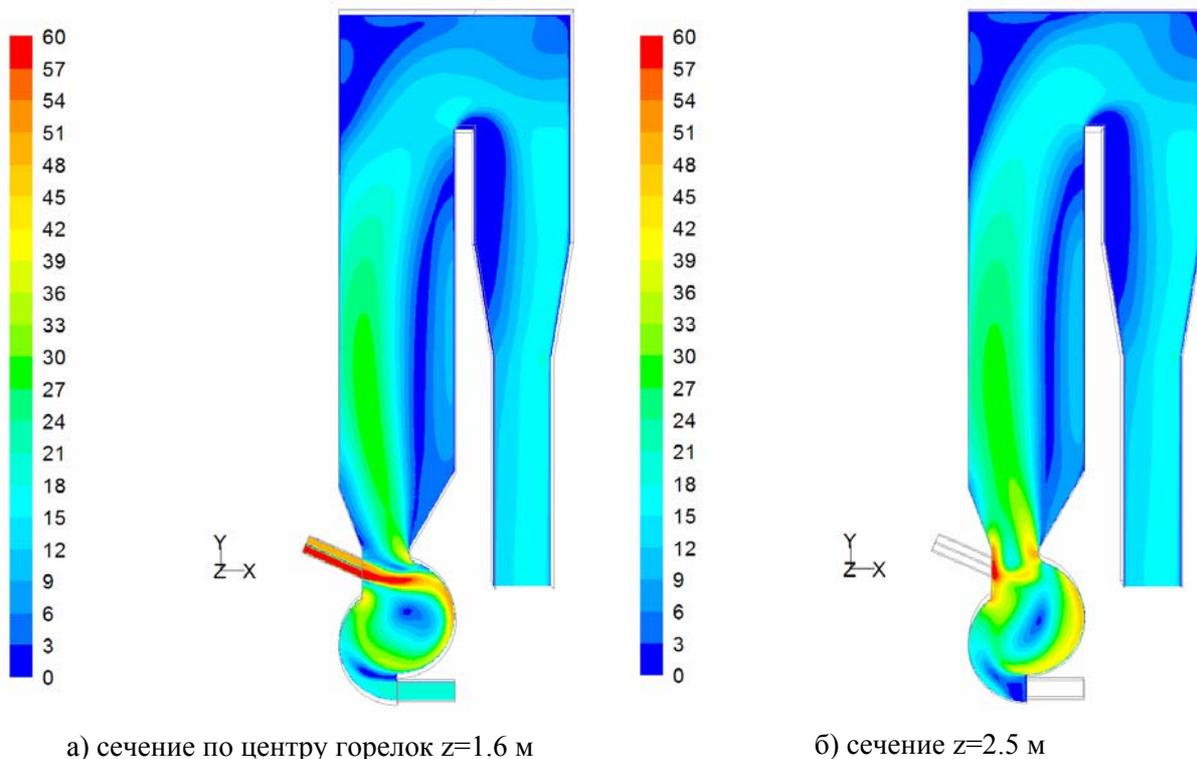


Рис. 14. Поле модуля скорости, м/с

турбулентности в камере сжигания в сечении по центру горелок показаны (в увеличенном виде) на рис. 15. Вместе с тем качественные особенности турбулентного поля (см. рис. 13 и рис. 15б) в вихревой камере сжигания сохраняются и для течения с горением. Изоконтур температуры и концентрации кислорода в сечениях $z=1.6$ м и $z=2.5$ м показаны на рис. 16–17. Поле массовой концентрации угольных частиц в этих же сечениях представлено на рис. 18. Разогрев входной струи пылеугольного факела сопровождается интенсивным процессом выхода летучих, поле концентрации которых показано на рис. 19а. Сгорание летучих в газовой фазе обуславливает интенсивный прогрев и зажигание коксовых частиц, в результате чего выделяется монооксид углерода CO. Действительно, из рис. 19 видно, что максимум концентрации CO достигается ниже по течению пристенной факельной струи, чем зона максимальной концентрации летучих. Распределение концентрации CO по объему вихревой топki показано на рис. 20, откуда видно, что газофазное выгорание CO происходит и полностью завершается в камере охлаждения, так что в выходном сечении топki концентрация CO составляет ~ 14 ppm по объему.

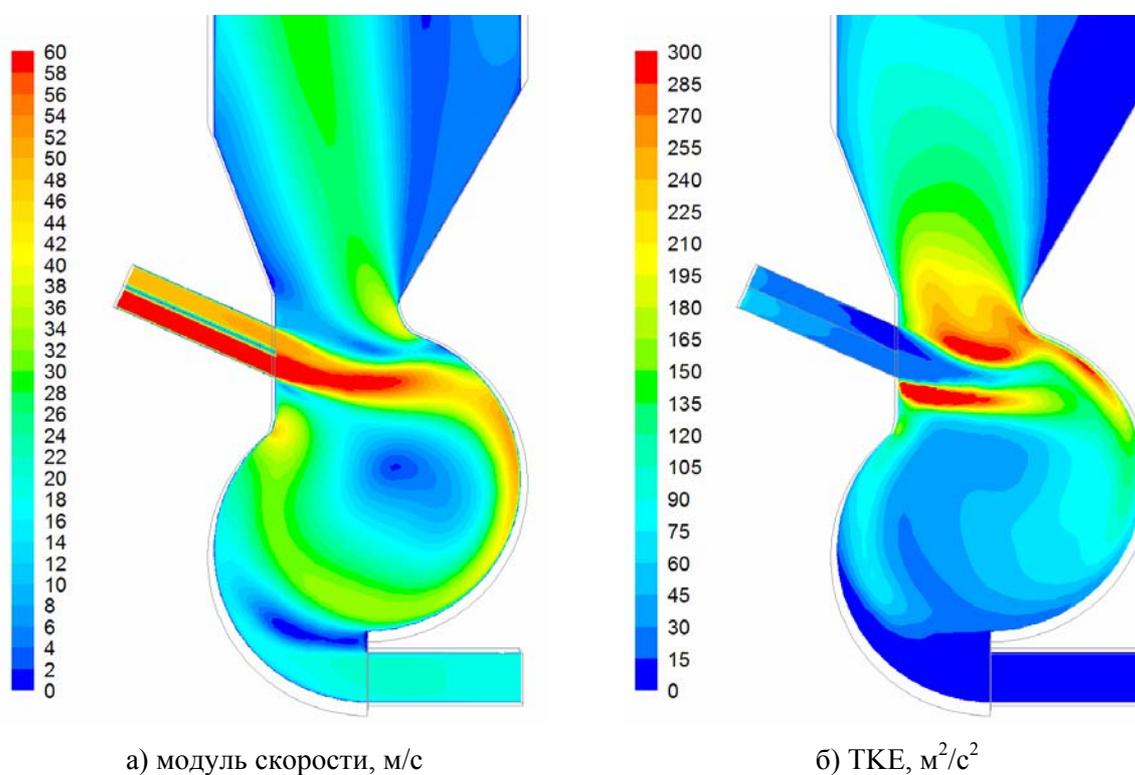
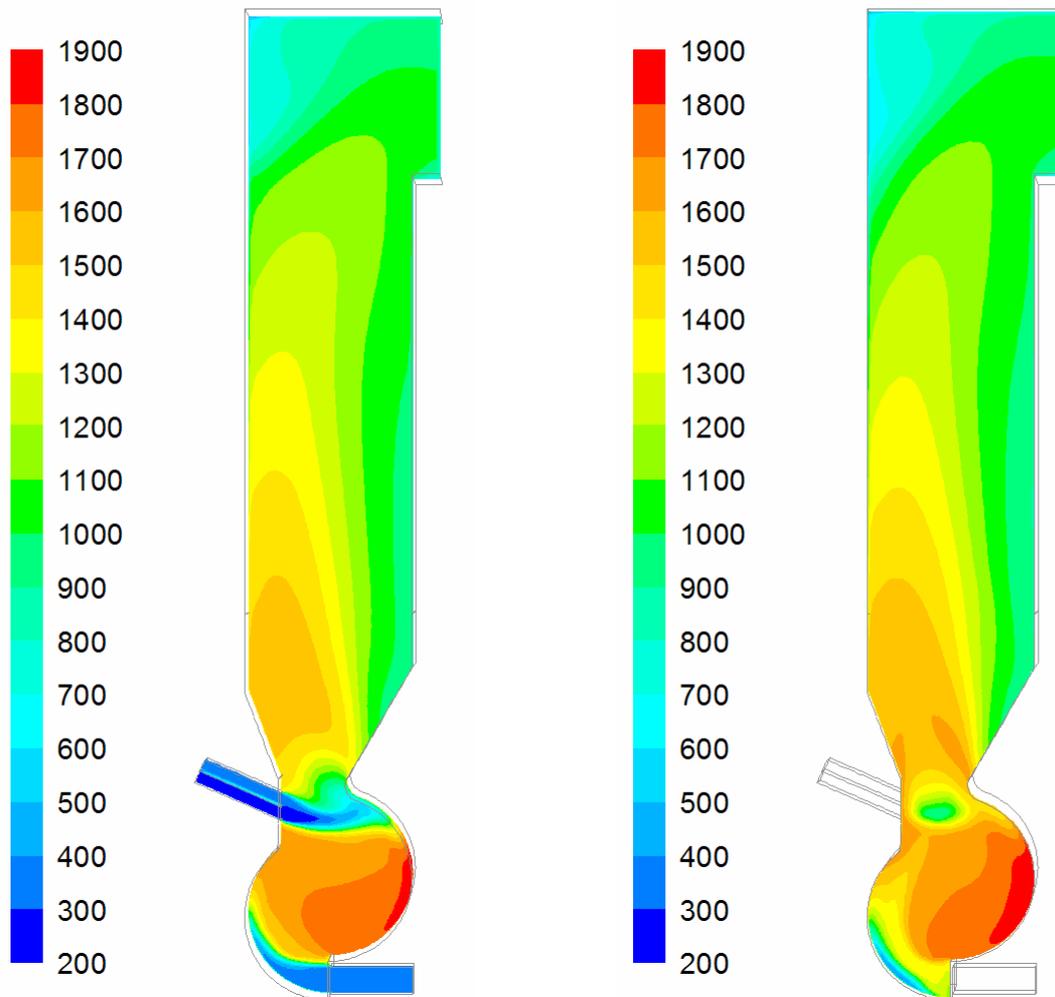


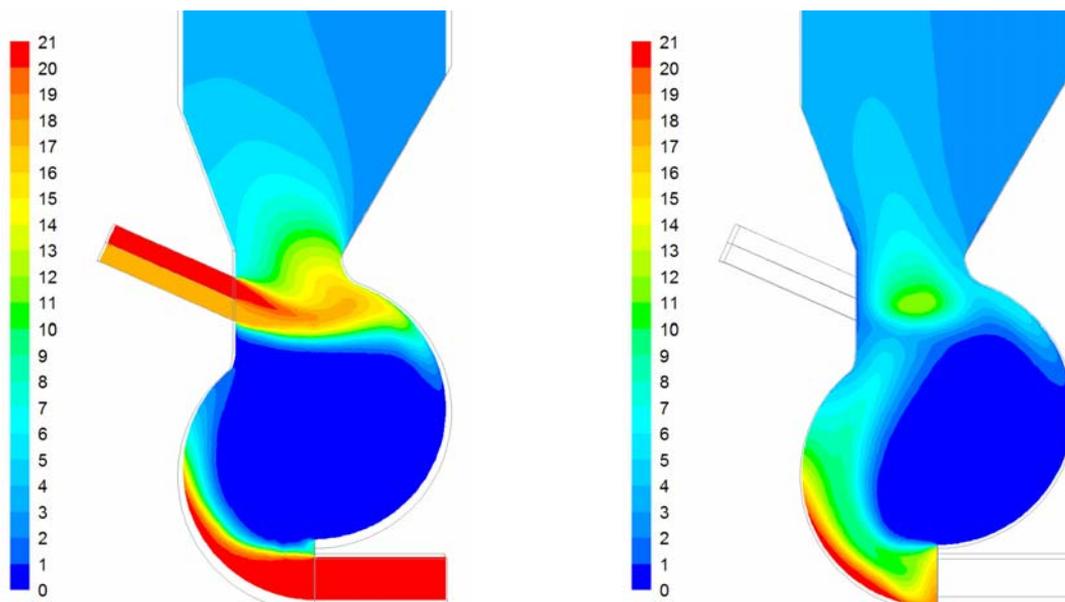
Рис. 15. Изоконтур модуля скорости и кинетической энергии турбулентности в сечении по центру горелок $z=1.6$ м (для увеличения показана камера сжигания и часть камеры охлаждения)



а) сечение по центру горелок $z=1.6$ м

б) сечение $z=2.5$ м

Рис. 16. Поле температуры, °С



а) сечение по центру горелок $z=1.6$ м

б) сечение $z=2.5$ м

Рис. 17. Поле концентрации O_2 (по объему, %) (для увеличения показана камера сжигания и часть камеры охлаждения)

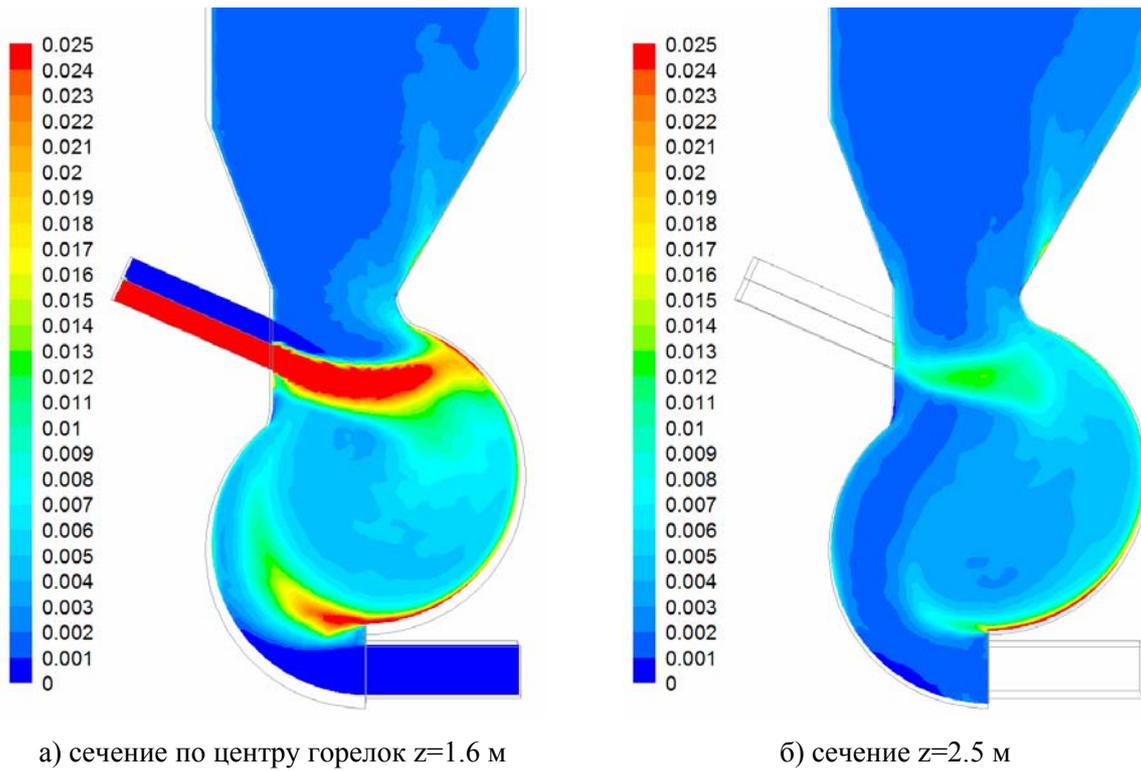


Рис. 18. Поле концентрации дисперсной фазы, кг/м^3
 (для увеличения показана камера сжигания и часть камеры охлаждения)

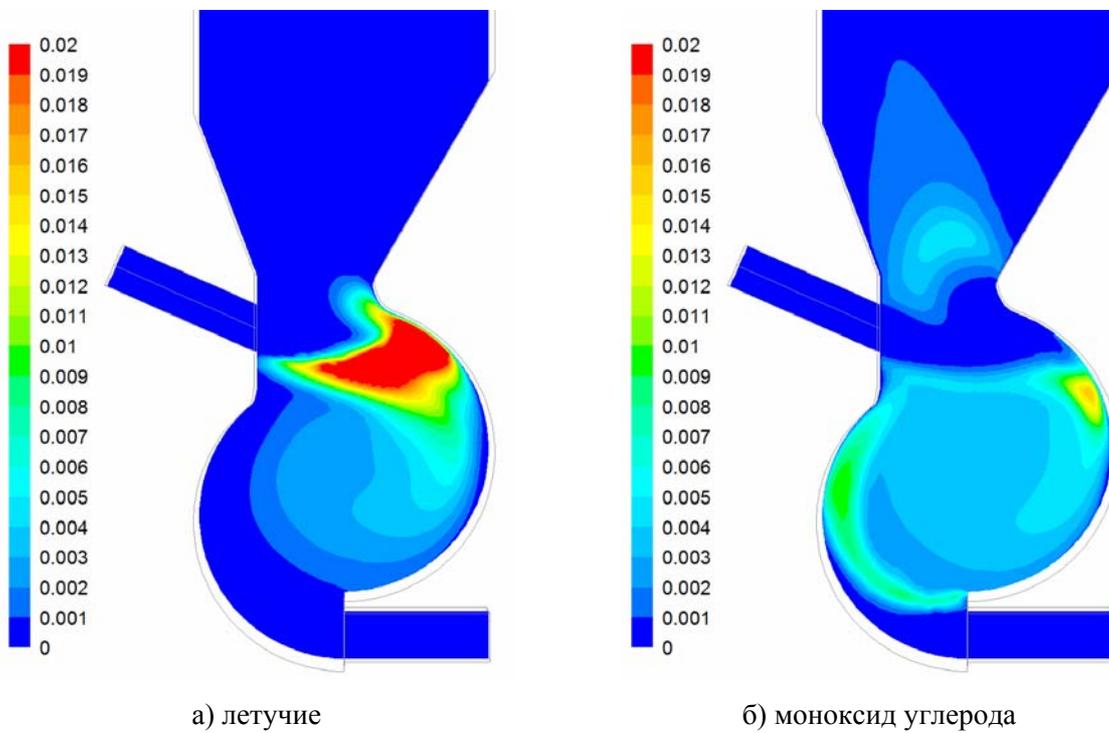


Рис. 19. Изоконтуры массовых долей летучих и CO в сечении по центру горелок $z=1.6$ м
 (для увеличения показана камера сжигания и часть камеры охлаждения)

С целью предсказания уровня эмиссии оксидов азота в новой вихревой топке, на этапе пост-процессинга численных результатов было получено распределение концентрации NO, показанное в ряде сечений на рис. 21. При этом в выходном сечении топки концентрация NO составила ~307 ppm по объему, что в пересчете на NO₂ (при 6% O₂) дает величину эмиссии оксидов азота 510 мг/нм³, что близко к нормативным требованиям.

Распределение результирующих тепловых потоков на тепловоспринимающих поверхностях топки показано на рис. 22, откуда видно, что максимальные значения воспринятых тепловых потоков приходятся на нижнюю часть ширмы (в сечении z=3 м), а поле теплового потока на поверхности ширмы отслеживает поле температуры внутри камеры охлаждения (см. рис. 16). Охлаждение дымовых газов по высоте топки происходит достаточно

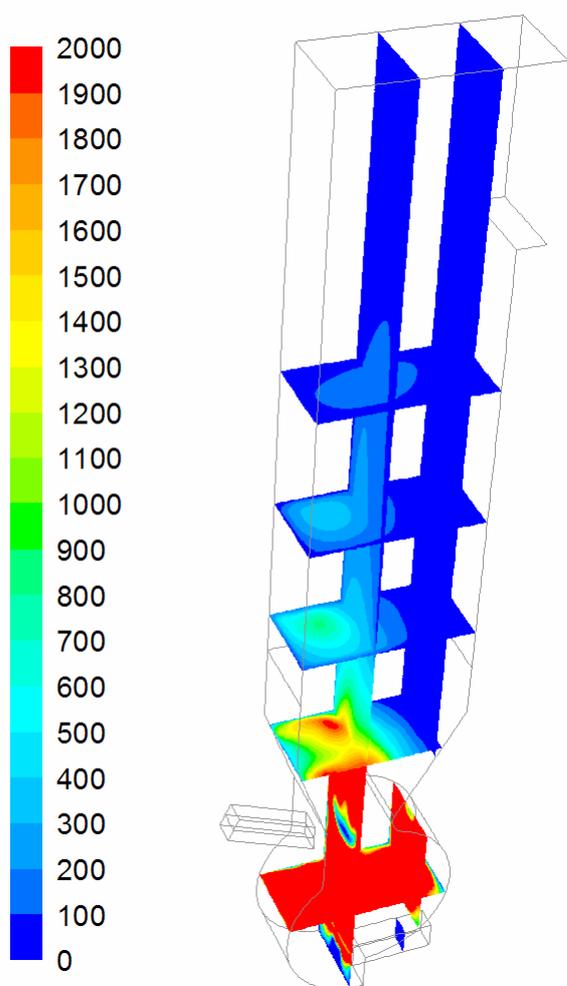


Рис. 20. Поле концентрации CO (ppm) в ряде сечений, 3-D вид

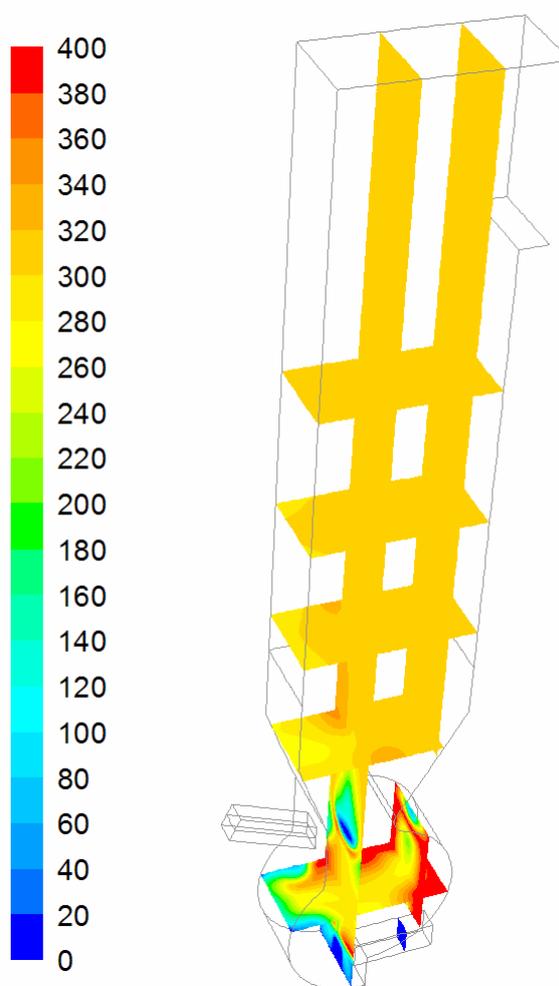


Рис. 21. Поле концентрации NO (ppm) в ряде сечений, 3-D вид

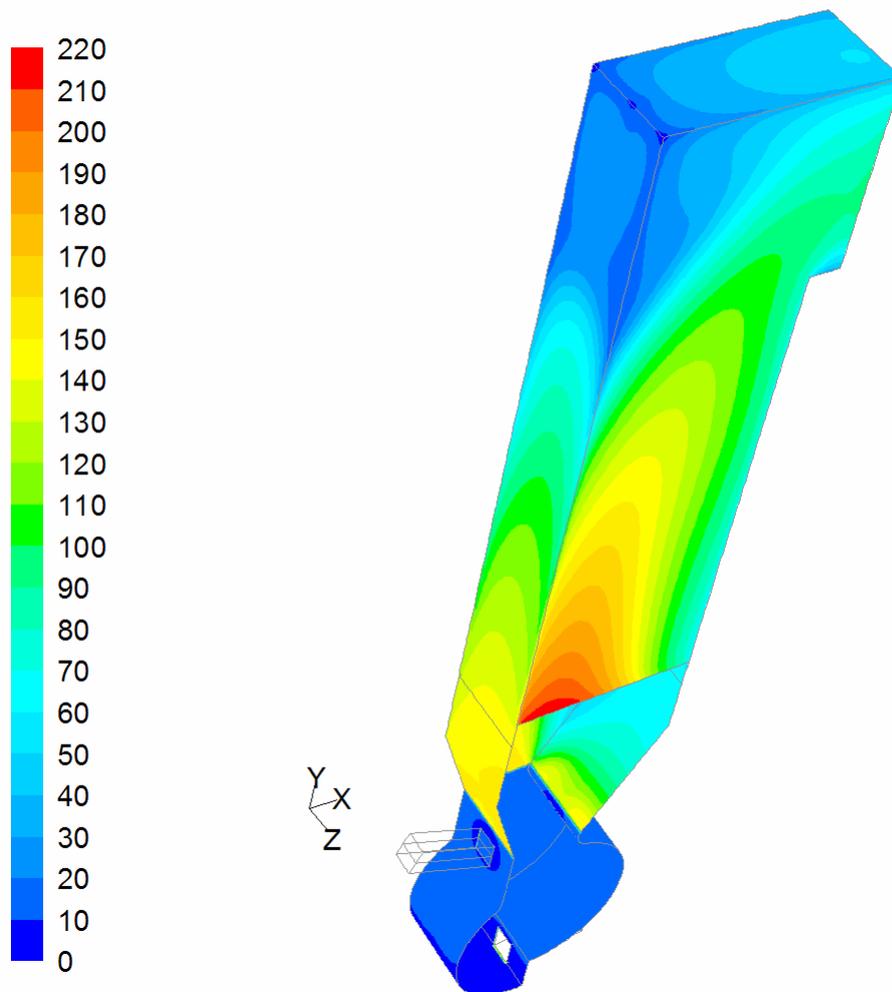


Рис. 22. Тепловые потоки на стенках (вид на ширмовый экран), кВт/м²

эффективно: средняя по выходному сечению топки температура составила 980 °С (при локально максимальной величине в этом сечении 1055 °С) – такой уровень температур на выходе из топки обычно укладывается в заданные технические требования.

Заключение. С помощью бесконтактного ЛДА-метода и численного моделирования проведено комплексное исследование аэродинамики и процессов тепломассопереноса в вихревой топке нового типа с распределенным на верхние и нижние сопла тангенциальным вводом топливных струй. Сопоставление данных эксперимента и численного моделирования по внутренней аэродинамике новой вихревой топки показывает приемлемое для инженерной практики соответствие. В результате вариантных численных расчетов, в которых менялись угол

β наклона верхнего сопла и отношение γ расходов через верхнее и нижнее сопла, было показано, что рациональные рабочие режимы новой вихревой топки достигаются при $15^\circ \leq \beta \leq 24^\circ$ и $\gamma \geq 2$. Благодаря наличию дополнительной нижней горелки в новой конструкции обеспечивается гибкость управления аэродинамической структурой потока и создаются более благоприятные режимы работы топки, например, путем задания пониженного коэффициента избытка воздуха в верхней горелке. В результате проведения численного моделирования всей совокупности топочных процессов при факельном сжигании березовского бурого угля получены детальные распределения полей скорости, температур, концентраций, тепловых потоков в различных сечениях вихревой топки новой конструкции, а также ее основные теплотехнические и экологические характеристики.

Для проведения расчетов использовался CFD-пакет FLUENT версии 6.3, установленный на суперкомпьютерном кластере НКС-160 (ССКЦ СО РАН, г. Новосибирск). Работа выполнена при поддержке РФФИ (проекты № 10-08-01093-а, 11-08-92202-монг-а, 12-08-90706-моб_ст) и Минобрнауки РФ (ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры Инновационной России» на 2009-2013 годы, ФЦП «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007-2012 годы»).

Литература

[1] Саломатов В.В. Природоохранные технологии на тепловых и атомных электростанциях. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2006. – 853 с.

[2] Ануфриев И.С., Аникин Ю.А., Саломатов В.В., Шарыпов О.В., Энхжаргал Х. Экспериментальное исследование структуры закрученных потоков методом лазерной доплеровской анемометрии. Вестн. Томского гос. ун-та. Математика и механика. 2011. 2(14). С. 70-78.

[3] Саломатов В.В., Шарыпов О.В., Ануфриев И.С., Аникин Ю.А., Энхжаргал Х. Физическое моделирование внутренней аэродинамики вихревой топки энергетического парогенератора. Вестн. Новосиб. гос. ун-та. Серия: Физика. 2011. Т. 6, вып. 1. С. 60-65.

- [4] Саломатов В.В., Красинский Д.В., Аникин Ю.А., Ануфриев И.С., Шарыпов О.В., Энхжаргал Х. Экспериментальное и численное исследование аэродинамических характеристик закрученных потоков в модели вихревой топки парогенератора. ИФЖ. 2012. Т. 85, № 2. С. 266-276.
- [5] T.-H. Shih, W.W. Liou, A. Shabbir, Z. Yang, and J. Zhu A New $k-\varepsilon$ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows – Model Development and Validation. Computers & Fluids. 1995. Vol. 24 (3). P. 227-238.
- [6] Launder B.E. and Spalding D.B. Lectures in Mathematical Models of Turbulence. – London (England): Academic Press, 1972.
- [7] Тепловой расчет котлов (Нормативный метод), 3-е изд. – СПб.: Изд-во НПО ЦКТИ, 1998. – 256 с.
- [8] Magnussen B.F. The Eddy Dissipation Concept. – IEA, 1989.
- [9] Смит Т.Ф., Шэнь З.Ф., Фридман Д.Н. Вычисление коэффициентов для модели взвешенной суммы серых газов. Теплопередача. 1982. Т. 104, № 4. С. 25-32.
- [10] Волков Э.П., Зайчик Л.И., Першуков В.А. Моделирование горения твердого топлива – М.: Наука, 1994, 320 с.
- [11] FLUENT 6.3 User's Guide // Fluent Inc., 2006.
- [12] Jongen T. Simulation and Modeling of Turbulent Incompressible Flows. PhD thesis. Lausanne (Switzerland): EPF Lausanne, 1992.
- [13] Kim S.-E. A Near-Wall Treatment Using Wall Functions Sensitized to Pressure Gradient. ASME-FED. 1995. Vol. 217. P.273-280.
- [14] Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости: Пер. с англ. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 152 с.
- [15] Issa R.I. Solution of Implicitly Discretized Fluid Flow Equations by Operator Splitting. J.Comput.Phys. 1986. Vol.62. P. 40-65.
- [16] Crowe C.T., Sharma M.P., Stock D.E. The Particle-Source-In-Cell (PSI-CELL) model for gas-droplet flows. ASME Journal of Fluids Engineering. 1977. Vol. 99, No.2. P.325-332.