

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА И ГОРЕНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА ПРИ ФАКЕЛЬНОМ СЖИГАНИИ

М. Ю. Чернецкий, А. А. Дектерёв

Институт теплофизики им. С. С. Кутателадзе СО РАН, 630090 Новосибирск, Micch@yandex.ru

Представлена математическая модель теплообмена и горения одиночной угольной частицы. Модель позволяет корректно определить время стадий реагирования и температуру угольной частицы в процессе ее воспламенения и горения. Приведены результаты расчета горения одиночных угольных частиц антрацита и бурого назаровского угля при различных концентрациях кислорода и температурах окружающей среды. Результаты экспериментов на огневом стенде при сжигании ирша-бородинского угля хорошо согласуются с результатами численного пространственного моделирования пылеугольного факела.

Ключевые слова: горение, уголь, математическая модель.

### ВВЕДЕНИЕ

Использование методов математического моделирования и расчетной оптимизации в области техники сжигания угольной пыли на энергетических установках в последнее время является одним из основных способов получения практических рекомендаций для модернизации и проектирования установок. Трудности, возникающие на этом пути, определяются сложностью процессов аэродинамики, горения пылеугольного топлива и теплообмена в топках. Изучение каждого из этих процессов является самостоятельной задачей. В настоящее время достигнуты значительные успехи в математическом описании аэродинамики и теплообмена в технологических устройствах. Существующие модели горения угольной пыли имеют ряд ограничений и не дают надежных результатов при расчете горелочных устройств и топочных камер с современными схемами сжигания широкой гаммы углей. Для адекватного описания процессов сжигания пылеугольного топлива необходимо развить как модели горения угольной пыли, так и модели, комплексно описывающие процессы горения, аэродинамики и тепло- и массообмена в топочных и горелочных устройствах.

Модели, позволяющие оценивать время воспламенения и горения частицы с использованием минимального количества данных по реакционной способности и структуре угля, — это по большей части эмпирические модели, основанные на зависимостях, полученных в экспериментах при определенных температурах, концентрации окислителя и размерах ча-

стиц, что сильно ограничивает область их применения. Одна из наиболее известных и широко используемых в России моделей такого типа — это модель, разработанная в ВТИ В. И. Бабием и Ю. Ф. Куваевым [1].

Существуют и другие модели, основанные на детальной информации о структуре угля и происходящих в нем изменениях при термическом разложении. Так, в [2, 3] используются сведения о составе и количестве структурных групп в угле, учитываются процессы разрушения связей в структуре угля при нагревании. Однако для получения экспериментальных данных о структуре угольного вещества конкретного топлива требуется сложная экспериментальная техника, что на сегодняшний день ограничивает применение таких моделей. Детальное описание горения коксового остатка сопряжено с большими трудностями, связанными с определением начальной пористости частицы, изменением структуры коксового остатка в процессе выхода летучих и влиянием сложных процессов тепло- и массопереноса внутри и на поверхности частицы.

В настоящее время наиболее широко распространены модели, объединяющие эмпирические выражения и общие закономерности процессов тепло- и массопереноса и химического реагирования. В таких моделях выход летучих обычно представлен одно- или многостадийным процессом с выделением из угольной частицы одного обобщенного горючего газа (однокомпонентное приближение) или группы углеводородных веществ (многокомпонентное приближение). Для определения скорости

выхода летучих используют выражения, учитывающие сопротивление частицы выходу летучих и кинетические механизмы разложения, основанные на выражениях аррениусовского типа с обобщенными кинетическими константами [4]. Скорость горения коксового остатка определяется с учетом характера подвода окислителя к реагирующей поверхности и кинетики реагирования. Модели этой группы при минимальном наборе требуемых констант для конкретного типа угля обеспечивают достаточную точность для решения широкого круга инженерных задач.

Для данных моделей большую роль играет корректный расчет температуры угольной частицы, которая определяет реакционную способность. При сложных термодинамических изменениях, которые претерпевает горящая угольная частица, практически невозможно точно рассчитать ее температуру с учетом всех химико-физических процессов как в ней самой, так и в окружающем ее пространстве. Приходится использовать ряд приближений при расчете теплообмена угольной частицы с окружающим газом. В данной работе для того, чтобы скорректировать теплообмен с учетом массообменных процессов, происходящих при прогреве и горении угольной частицы, применяли эмпирические выражения.

В предлагаемой модели с помощью эмпирического коэффициента учтено различие в изменении структуры кокса различных углей при нагреве и выходе летучих. В модель также введен параметр, позволяющий более точно определить время горения коксового остатка в области перехода из диффузионного режима горения в кинетический.

Представленная в работе математическая модель основана на сочетании общих закономерностей тепло- и массопереноса и химического реагирования при горении угольной частицы и ряда эмпирических зависимостей и коэффициентов. Сравнение с экспериментальными данными показало, что модель достаточно точно определяет время горения и температуру частицы углей рассматриваемых марок.

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ

При использовании определенной модели горения одиночной угольной частицы в трехмерных расчетах необходимо учитывать возможность детализации пространства для решения объектов. Если речь идет о моде-

лировании топочных камер, то для детального разрешения одиночной угольной частицы в масштабах топочной камеры требуются значительные вычислительные ресурсы, что не подходит для решения инженерных задач. Исходя из того, что разрабатываемую математическую модель горения одиночной угольной частицы предполагается использовать в первую очередь для инженерных расчетов, мы будем представлять угольную частицу в виде сферы с постоянными по всему объему свойствами.

Температура угольной частицы определяется из уравнения сохранения энергии:

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = \varepsilon_p \sigma A_p (E_r - T_p^4) + \alpha_{conv} A_p (T - T_p) + Q_{char} H_{char} + \sum_{j=1}^4 \Delta m_j h_j. \quad (1)$$

Здесь  $c_p$  — теплоемкость материала частицы, Дж/(кг·К);  $\varepsilon_p$  — степень черноты материала частицы;  $\alpha_{conv}$  — коэффициент конвективной теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $Q_{char}$  — удельный тепловой эффект реакции окисления коксового остатка, Дж/кг;  $H_{char}$  — скорость окисления коксового остатка, кг/с;  $k_{char}$  — параметр, определяющий долю энергии, выделяющейся при горении коксового остатка, которая идет на нагрев угольной частицы;  $\Delta m_j$  — изменение массы  $j$ -го летучего компонента, кг/с;  $h_j$  — энтальпия  $j$ -го летучего компонента, Дж/кг.

В процессе сжигания пылевидных топлив частицы угля, находящиеся во взвешенном состоянии, движутся вместе с газоздушным потоком. Обтекание частицы потоком газа характеризуется малыми значениями числа Рейнольдса  $Re$ . Число Нуссельта  $Nu$  согласно экспериментальным данным описывается зависимостью

$$Nu = 2 + a Re^m Pr^n.$$

На основании теоретических и экспериментальных исследований получено, что при малых числах Рейнольдса критерий Нуссельта для мелких неgasовыделяющих частиц приблизительно равен двум. Критерий Нуссельта возрастает при увеличении относительных скоростей частиц и газа и уменьшается вследствие массообмена. Ослабление конвективного теплообмена объясняется выходом паро- и газообразных веществ с поверхности угольных частиц при их разогреве. Уменьшение конвективного

теплообмена можно учесть, воспользовавшись зависимостью [5]

$$\text{Nu} = 2 + \frac{\text{Pe}}{2} - \frac{37}{960} \text{Pe}^2 - \frac{\text{Pe}\overline{\text{Pe}}}{4} - \frac{\overline{\text{Pe}}}{2}, \quad (2)$$

где  $\text{Pe}$  и  $\overline{\text{Pe}}$  — критерий Пекле соответственно внешнего омывания и газовой выделенности. При  $\text{Pe} \rightarrow 0$  зависимость принимает вид [6]

$$\text{Nu} = \frac{\overline{\text{Pe}}}{\exp(\overline{\text{Pe}}/2) - 1}, \quad \overline{\text{Pe}} = \frac{w d_p}{a}, \quad (3)$$

где  $w$  — скорость выхода продуктов реакции и летучих, м/с;  $a$  — температуропроводность,  $\text{м}^2/\text{с}$ .

Результаты экспериментов [7] показывают, что при горении углеродных частиц теплообмен с газовой средой протекает более интенсивно, чем можно было ожидать, основываясь на опытах по массообмену. Это объясняется тем, что теплообмен между горячей угольной частицей и окружающим газом происходит с поверхности горящего слоя радиуса  $R$ . На этой поверхности температура газа равна температуре частицы. Радиус  $R$  можно определить из эмпирического выражения [1]

$$\text{Nu}_{comb} = \text{Nu} \frac{R}{r_0} = \text{Nu} K_{comb}, \quad (4)$$

где  $\text{Nu}_{comb}$  — число Нуссельта, учитывающее теплоотдачу с горячей углеродной поверхности;  $\text{Nu}$  — число Нуссельта в отсутствие горения;  $R$  — радиус сферы, на поверхности которой температура газа равна температуре частицы, м;  $r_0$  — радиус частицы, м;  $K_{comb}$  — эмпирический коэффициент.

Уравнение (4) можно преобразовать к следующему виду:

$$\alpha_{conv}^{comb} = \alpha_{conv} K_{comb}, \quad (5)$$

где  $\alpha_{conv}^{comb}$  — эффективный коэффициент конвективного теплообмена между горячей угольной частицей и газом,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ ;  $\alpha_{conv}$  — коэффициент конвективной теплоотдачи с поверхности частицы в отсутствие горения,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ .

Эксперименты [1] показали, что коэффициент  $K_{comb}$ , учитывающий влияние процесса горения на конвективный теплообмен между частицами угольной пыли и газовой средой, мало зависит от размера частицы и концентрации

кислорода в газовой среде и в интервале температур  $1200 \div 1600 \text{ К}$  может быть записан в виде

$$K_{comb} = 145 \exp\left(-\frac{5000}{T}\right). \quad (6)$$

Продуктами реакции окисления на поверхности угольной частицы являются  $\text{CO}$  и  $\text{CO}_2$ . Для расчета их количеств при окислении углерода использовалась основанная на обобщении экспериментальных данных схема Митчелла [8].

Процесс горения угольной частицы в модели представлен в виде следующих последовательных этапов: испарение остаточной влаги из топлива, выход и горение летучих компонентов, горение коксового остатка.

Испарение остаточной влаги из топлива рассчитывается по соотношению

$$G_i = k_c(C_{i,s} - C_{i,\infty}), \quad (7)$$

где  $G_i$  — молярный поток пара,  $\text{моль}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ ,  $k_c$  — коэффициент массообмена, м/с,  $C_{i,s}$ ,  $C_{i,\infty}$  — концентрация пара на поверхности частицы и в объеме соответственно,  $\text{моль}/\text{м}^3$ .

Величина  $G_i$  предполагается всегда положительной. Если она принимает отрицательные значения, то считается что  $G_i = 0$ . Концентрация пара на поверхности выражается через парциальное давление пара на поверхности, которое в свою очередь принимается равным давлению насыщения пара при температуре частицы:

$$C_{i,s} = \frac{p_{sat}(T_p)}{RT_p}.$$

Концентрация пара в объеме находится из решения уравнения переноса для  $i$ -го компонента:

$$C_{i,\infty} = X_i \frac{p_{0p}}{RT_\infty},$$

$X_i$  — локальная объемная молярная доля  $i$ -го компонента;  $p_{0p}$  — рабочее давление, Па;  $T_\infty$  — локальная температура газа, К.

В данной работе выход летучих рассматривается в рамках однокомпонентной схемы с использованием кинетически-диффузионного приближения. Кинетика определяет реакционную способность, а диффузия — сопротивление частицы выходу летучих компонентов:

$$\frac{\partial V_{vol}}{\partial t} = (V^T - V_{vol})\alpha_{vol}, \quad (8)$$

$$\alpha_{vol} = \frac{1}{1/\alpha_{vol.dif} + 1/\alpha_{vol.kin}},$$

$$\alpha_{vol.dif} = \frac{\text{const}}{d_p^2}, \quad \alpha_{vol.kin} = K_{vol} \exp\left(-\frac{E_{vol}}{RT}\right),$$

$V_{vol}$  — количество вышедших летучих, кг/кг;  $V^T$  — количество летучих в исходной угольной частице, кг/кг;  $\alpha_{vol}$  — скорость выхода летучих,  $\text{с}^{-1}$ ;  $\alpha_{vol.dif}$ ,  $\alpha_{vol.kin}$  — скорость выхода соответственно в диффузионном и кинетическом режимах,  $\text{с}^{-1}$ ;  $K_{vol}$  — предэкспоненциальный множитель,  $\text{с}^{-1}$ ;  $E_{vol}$  — энергия активации, Дж/моль.

Для описания горения коксового остатка используется кинетически-диффузионная модель. Принимается, что при горении коксового остатка диаметр частицы изменяется, а плотность остается постоянной. Как показали расчеты (см. далее рис. 3), применение обычного выражения для коэффициента скорости реагирования  $\alpha_{char} = \alpha_{c.kin}\alpha_{c.dif}/(\alpha_{c.kin} + \alpha_{c.dif})$  может приводить к существенной погрешности расчета в области размеров частиц, характерных для топочной техники. Вследствие этого в модель введен переходный критерий  $\eta$  [9]. Как известно, при быстром нагреве угольной частицы и выходе летучих происходит изменение структуры коксового остатка. Это может влиять на отклонение времени горения коксового остатка от времени горения антрацита. В модель введен эмпирический коэффициент  $k_{comb.char}$ , который учитывает суммарное влияние этих отклонений. Для антрацита принимается  $k_{comb.char} = 1$ . Значения коэффициента  $k_{comb.char}$  для углей различных марок можно найти в [1].

Изменение диаметра частицы за счет горения описывается уравнением

$$\frac{d(d_p)}{dt} = \frac{2}{\rho_{char}} K_s^C \quad (9)$$

где  $K_s^C = \beta C_{O_2}(273/T_g)\alpha_{char}/k_{comb.char}$ ,

$$\alpha_{char} = \frac{1}{1/\alpha_{c.kin} + 1/\alpha_{c.dif}} \quad \text{при } \alpha_{c.kin} < \eta\alpha_{c.dif}, \quad (10)$$

$$\alpha_{char} = \alpha_{c.dif}$$

$$\text{при } \alpha_{c.kin} > \eta\alpha_{c.dif}, \quad (11)$$

$$\alpha_{c.dif} = \text{Nu}_d D/d_p,$$

$$\alpha_{c.kin} = K_{char} \exp(-E_{char}/RT),$$

$$\text{Nu}_d = 2 + 0.22\text{Re}^{0.66}.$$

Здесь  $\rho_{char}$  — плотность коксового остатка,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;  $K_s^C$  — скорость горения углерода,  $\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$ ;  $\text{Nu}_d$  — диффузионное число Нуссельта;  $D$  — коэффициент диффузии кислорода,  $\text{м}^2/\text{с}$ ;  $\alpha_{char}$  — константа скорости реакции,  $\text{м}/\text{с}$ ;  $\alpha_{c.kin}$  — константа скорости химической реакции,  $\text{м}/\text{с}$ ;  $\alpha_{c.dif}$  — константа скорости диффузионного массообмена,  $\text{м}/\text{с}$ ;  $K_{char}$  — предэкспоненциальный множитель,  $\text{с}^{-1}$ ;  $E_{char}$  — энергия активации, Дж/моль.

## РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Для тестирования разработанной математической модели были проведены расчеты по выгоранию одиночных угольных частиц. Были выбраны частицы антрацита и назаровского угля. Выбор антрацита обусловлен тем, что он содержит малое количество влаги и летучих и дает возможность предсказать поведение горения коксовых остатков других углей. Назаровский уголь выбран как представитель канско-ачинских углей, широко используемых в энергетике, для него имеются экспериментальные данные.

Рассмотрены характерные для топочных процессов частицы размером  $20 \div 800$  мкм. Проведено сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными [1]. В табл. 1 приведены технический и элементный состав рассматриваемого антрацита, в табл. 2 — кинетические константы, используемые в модели горения угля.

Эксперимент был организован таким образом, что горение частицы проходило при постоянной температуре окружающей среды. На рис. 1 приведены данные эксперимента и результаты расчета времени воспламенения одиночной частицы антрацита при различных концентрациях кислорода. Видно, что концентрация кислорода не оказывает существенного влияния на время прогрева. На рис. 2 показана расчетная зависимость длительности выгорания частиц антрацита от их размера при различной концентрации кислорода в сравнении с экспериментальными данными.

Таблица 1  
Элементный и технический состав антрацита

$C^{daf}$	$H^{daf}$	$S^{daf}$	$N^{daf}$	$O^{daf}$	$W^r$	$A^d$	$V^{daf}$	$Q_H^r$ , МДж/кг
%					%			
94.5	1.7	1.8	0.6	1.4	2.3	4.6	2.6	33.4

Примечание.  $W^r$  — содержание влаги в рабочей массе угля,  $A^d$  — содержание золы в рабочей массе угля,  $V^{daf}$  — содержание летучих в сухой беззольной массе угля,  $C^{daf}$ ,  $H^{daf}$ ,  $S^{daf}$ ,  $N^{daf}$ ,  $O^{daf}$  — содержание соответственно углерода, водорода, серы, азота, кислорода в сухой беззольной массе угля,  $Q_H^r$  — низшая теплота сгорания угля.

Таблица 2  
Кинетические константы в модели горения антрацита

$K_{vol}, c^{-1}$	$E_{vol},$ кДж/моль	$K_{char}, c^{-1}$	$E_{char},$ кДж/моль
$1 \cdot 10^4$	41.9	$2 \cdot 10^6$	168

На рис. 3 представлены результаты расчетов и экспериментальные данные по длительности горения мелких частиц антрацита в зависимости от их размера. Видно, что расчет коэффициента скорости реагирования на основе выражений (10), (11) без использования переходного критерия  $\eta$  приводит к существен-

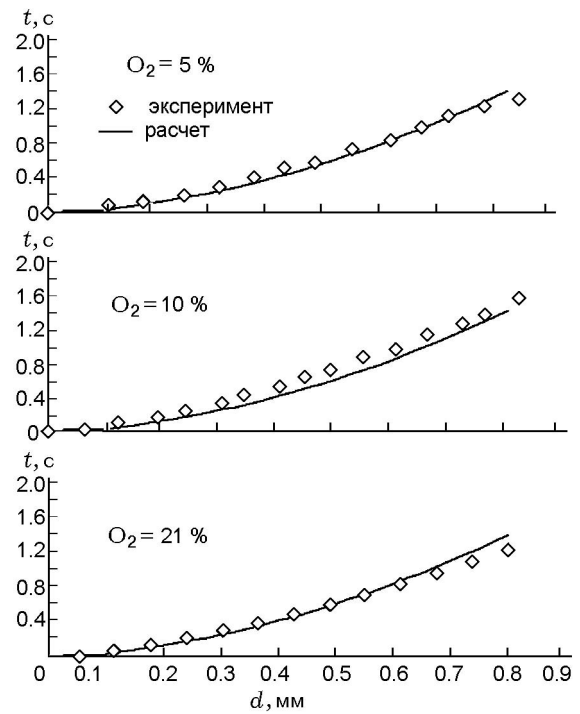


Рис. 1. Длительность воспламенения частиц антрацита при  $T_g = 1600$  К и различных концентрациях кислорода

ной неточности результатов расчета в области размеров частиц, где происходит переход

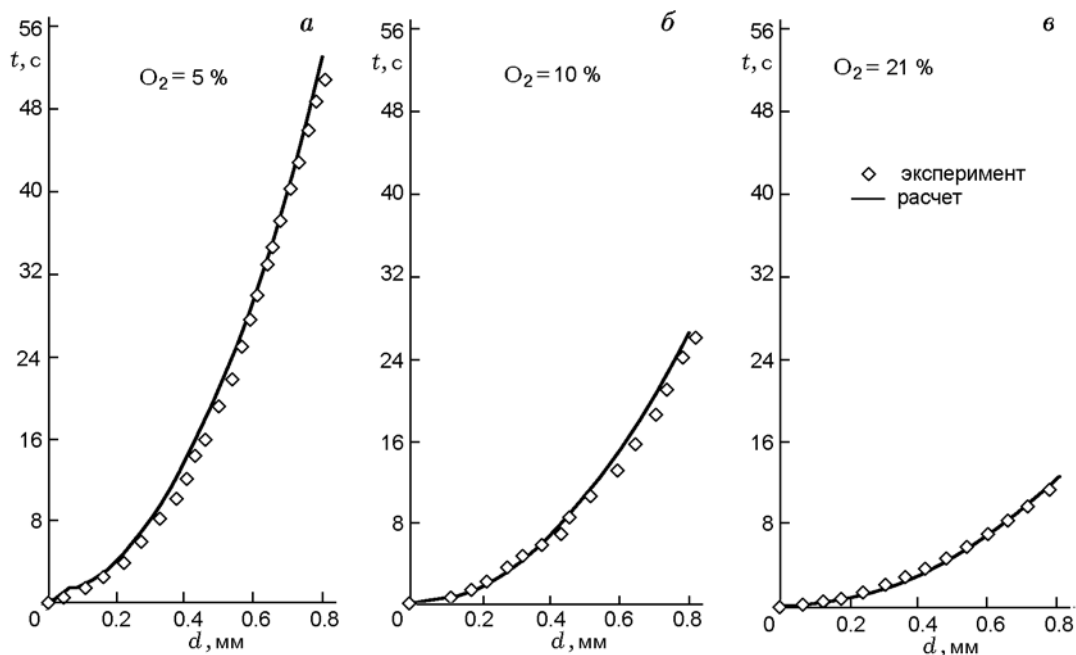


Рис. 2. Длительность выгорания частиц антрацита при  $T_g = 1600$  К и различных концентрациях кислорода

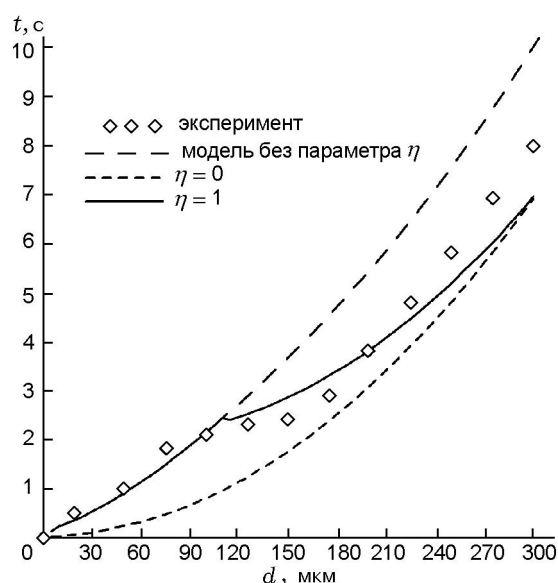


Рис. 3. Зависимость длительности горения мелких частиц антрацита от их размера ( $O_2 = 5\%$ ,  $T_g = 1600\text{ K}$ )

из кинетического в диффузионный режим горения. Использование критерия  $\eta$  дает возможность удовлетворительно согласовать расчет с экспериментом. В данных расчетах принимали  $\eta = 1$ .

В табл. 3, 4 приведены данные по назаровскому углю, на рис. 4, 5 — расчетные и экспериментальные зависимости времени воспламенения и длительности выгорания коксового остатка частиц пыли назаровского угля от их диаметра при различных температурах окружающей среды.

На рис. 6 показаны результаты расчета

Таблица 3  
Элементный и технический состав назаровского угля

$C^{daf}$	$H^{daf}$	$S^{daf}$	$N^{daf}$	$O^{daf}$	$W^r$	$A^d$	$V^{daf}$	$Q_{H_2}^r$ МДж/кг
%					%			
69.8	4.9	0.46	0.74	24.1	12.4	8.8	47.8	26.0

Таблица 4  
Кинетические константы  
в модели горения назаровского угля

$K_{vol}, c^{-1}$	$E_{vol},$ кДж/моль	$K_{char}, c^{-1}$	$E_{char},$ кДж/моль
$1 \cdot 10^4$	41.9	55	63

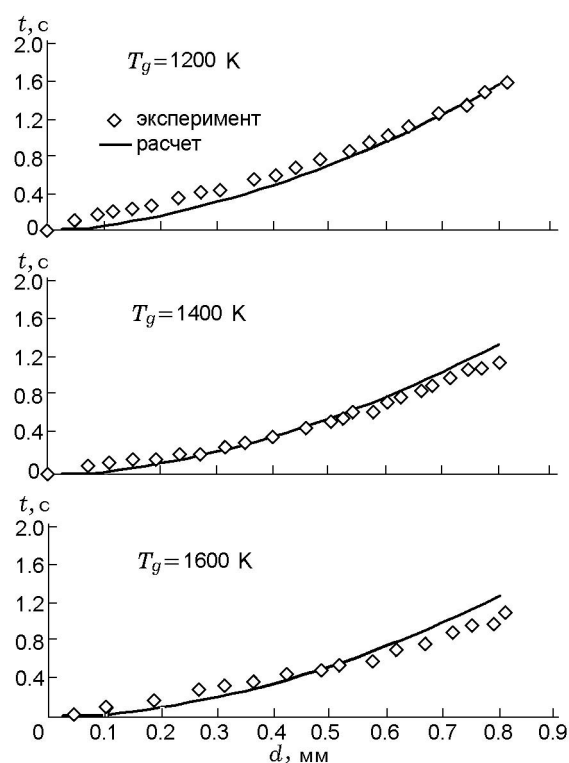


Рис. 4. Время воспламенения коксового остатка частиц пыли назаровского угля при концентрации  $O_2 = 21\%$  и различных температурах окружающей среды

температуры частицы антрацита диаметром 545 мкм и частицы назаровского угля диаметром 500 мкм по мере выгорания. Видно, что использование числа Нуссельта, полученного на основе выражений (3) и (5), при выходе летучих и горении коксового остатка позволило хорошо согласовать расчет с опытом. Для частицы назаровского угля резкий скачок температуры на экспериментальной кривой соответствует горению летучих в газовой среде. После выгорания летучих пирометр зафиксировал температуру коксового остатка.

Модель горения одиночной угольной частицы была реализована и интегрирована в программный комплекс «SigmaFlow» [10]. С использованием данного пакета проведены расчеты по сжиганию ирша-бородинского угля на огневом стенде АО «СибВТИ» [11] и их сравнение с имеющимися экспериментальными данными. Высота топочной камеры огневого стенда 6 м, внутренний диаметр 0.4 м, камера выложена из шамотного кирпича. Первичный и вторичный воздух подавался через прямооточную горелку с предварительным перемешива-

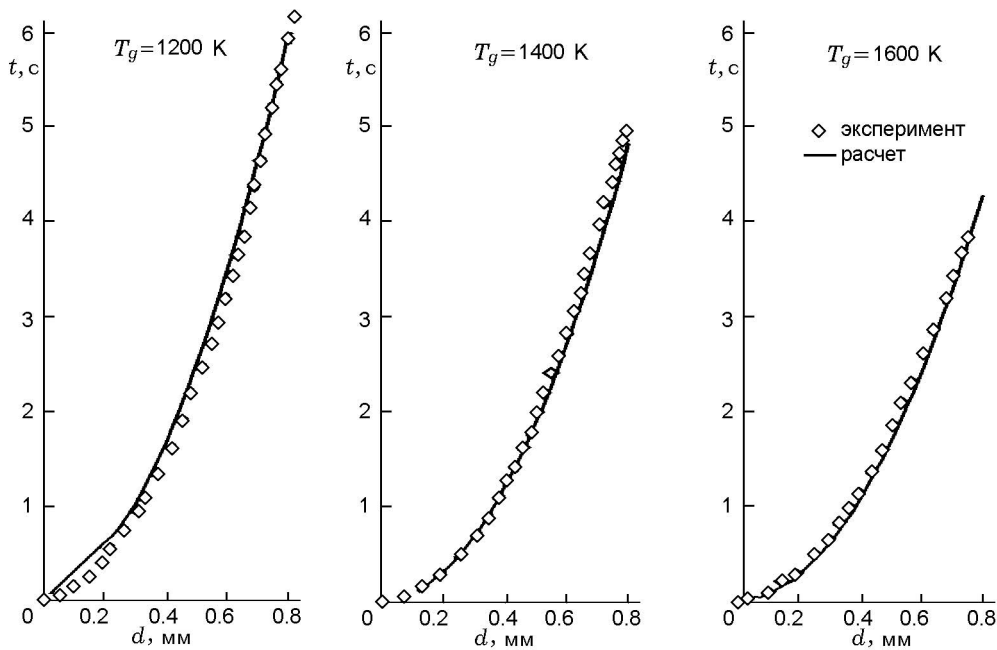


Рис. 5. Длительность выгорания коксового остатка частиц пыли назаровского угля при концентрации  $O_2 = 21\%$  и различных температурах окружающей среды

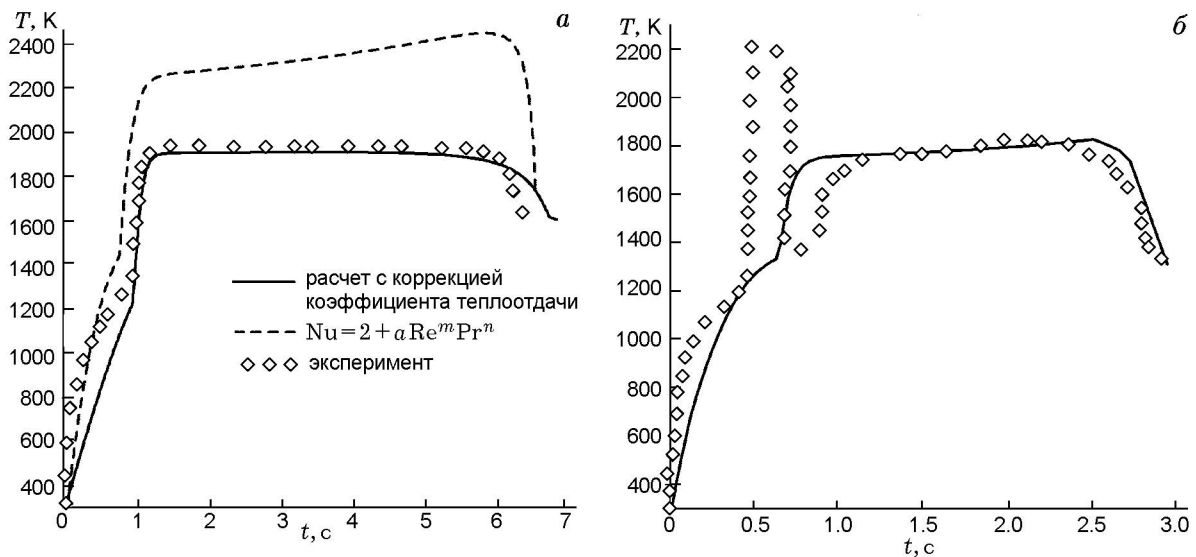


Рис. 6. Изменение температуры частицы антрацита диаметром 545 мкм (а) и частицы назаровского угля диаметром 500 мкм (б) по мере выгорания при концентрации  $O_2 = 21\%$  и  $T_g = 1600\text{ K}$  (а) и  $1400\text{ K}$  (б)

нием топлива и воздуха. Подробнее с конструкцией данного огневого стенда и условиями проведения эксперимента можно ознакомиться в [11]. Технический, элементный и гранулометрический состав приведен в табл. 5, теплотехнические параметры исследований — в табл. 6.

В качестве математической модели для описания течения в топочной камере принята модель неизотермического несжимаемого многокомпонентного газа. В рассматриваемой задаче течение газа считается установившимся, поэтому все уравнения записываются в стати-

Таблица 5

Состав топлива

Элементный и технический состав							Гранулометрический состав, %				
$C^{daf}$	$H^{daf}$	$S^d$	$N^{daf}$	$W^r$	$A^d$	$V^{daf}$	$Q^{daf}$ , МДж/кг	$Q^r$ , МДж/кг	$R_{1000}$	$R_{200}$	$R_{90}$
%			%								
16.8	11.2	47.0	72.2	4.4	0.26	1.1	28.1	19.6	0.0012	5.2	32.3

Таблица 6  
Теплотехнические параметры исследований

Расход топлива	60 кг/ч
Расход воздуха	465 м <sup>3</sup> /ч
Температура вторичного воздуха	205 °С
Температура первичного воздуха	125 °С
Коэффициент избытка воздуха	1.34

онарной постановке. Математическая модель включает уравнение неразрывности, уравнение баланса количества движения, уравнение переноса концентрации (массовой доли)  $i$ -го компонента, уравнение переноса энергии. В общем виде уравнение переноса для скалярных величин, перечисленных выше, в стационарной постановке записывается следующим образом:

$$\nabla(\rho \mathbf{v} \cdot \varphi) = \nabla(\Gamma \cdot \nabla \varphi) + Q_\varphi,$$

$$\varphi = \{1, u, v, w, h, f_i, k, \varepsilon\},$$

где  $\varphi$  — скалярная величина,  $\Gamma$  — эффективный коэффициент диффузионного переноса,  $Q_\varphi$  — источниковый член.

Расчет турбулентных характеристик потока проводился по модифицированной высокорейнольдсовой  $k$ - $\varepsilon$ -модели турбулентности [12]. Для определения пульсационных характеристик течения вблизи стенок использовался метод пристеночных функций [13].

Высокий уровень температур топочной среды и поверхностей обуславливает преобладание радиационного теплообмена. Уравнение переноса лучистой энергии решалось на базе P1-аппроксимации метода сферических гармоник. Коэффициенты поглощения газа вычислялись по модели суммы серых газов.

Расчет горения летучих компонентов топлива основан на использовании глобальных необратимых реакций между горючим и окислителем. Скорость горения  $i$ -го реагента, в том

числе и летучих, определялась с учетом реакционной способности и концентрации горючего и окислителя, а также скорости турбулентного перемешивания топлива и окислителя. Данная модель представляет комбинацию кинетической модели горения газовых компонентов с моделью «обрыва вихря» (eddy break up model) [14].

Моделирование движения частиц выполнено в рамках лагранжева подхода. Для учета влияния турбулентности потока на движение частицы в уравнение движения введены случайные флуктуации скорости газа. Температуру и процесс горения угольной частицы рассчитывали по модели, представленной в данной работе.

Уравнения сохранения для газовой фазы взяты в виде обобщенного закона сохранения в контрольном объеме. Для вычисления диффузионных потоков на гранях контрольного объема использовалась центрально-разностная схема второго порядка точности, для аппроксимации конвективных членов — схема квадратичной интерполяции против потока (схема QUICK), в значительной степени минимизирующая схемную вязкость. Для установления связи поля скорости и давления применялась процедура SIMPLE-C. При расчете течения газа учитывался взаимный обмен импульсом и энергией между газом и частицами с использованием метода PSI-Cell (Particle-Source-In-Cell).

На входе задавались расход газа, его температура и расход угольных частиц в соответствии с данными, представленными в табл. 6, на стенках топочной камеры — коэффициент теплопередачи с учетом приведенных в описании экспериментального стенда данных, на выходе — условия сноса.

Изменение газового состава и температуры топочных газов по длине топочной камеры иллюстрирует рис. 7. На рис. 7,а изображены концентрации  $O_2$  и  $CO_2$  по высоте топочной ка-



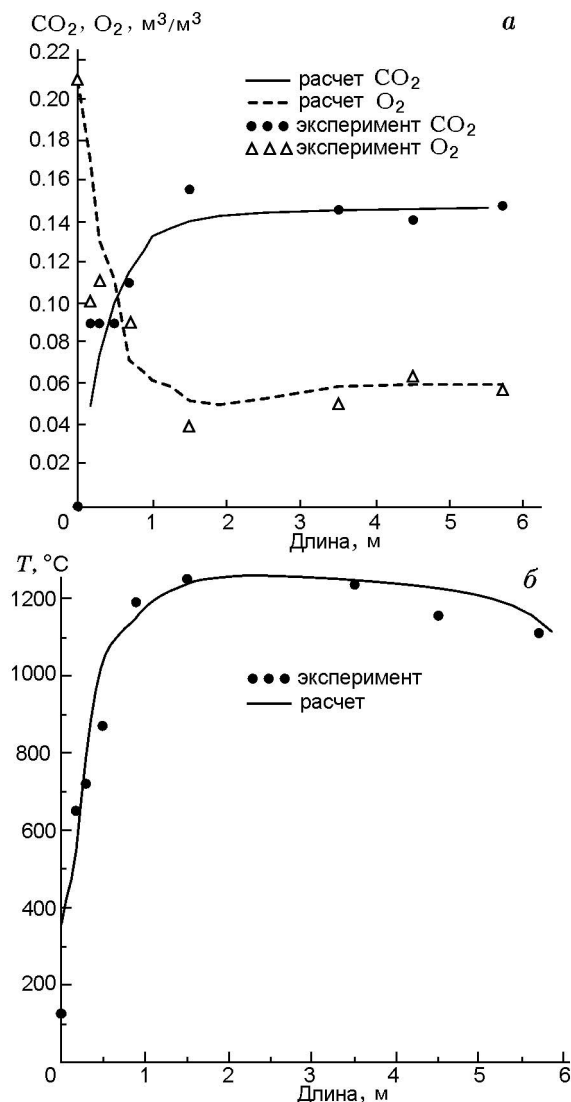


Рис. 7. Изменение концентраций  $\text{CO}_2$  и  $\text{O}_2$  (а) и температуры (б) вдоль топочной камеры

меры, полученные опытным путем и с использованием моделирования. Как видно из графиков, угольная пыль довольно активно воспламенялась. Так, уменьшение  $\text{O}_2$ , рост  $\text{CO}_2$  и стабилизация этих параметров на уровне  $\text{O}_2 = 5 \div 6 \%$  и  $\text{CO}_2 = 14 \div 15 \%$ , как по опытным данным, так и при численном моделировании, наступали недалеко от среза горелки, на расстоянии  $1.5 \div 2$  м. В течение этого времени заканчивался процесс выделения и выгорания летучих веществ. На рис. 7,б представлено изменение температуры топочных газов. К моменту выгорания летучих веществ температура факела достигала максимального значения:  $T_{\max} = 1250^\circ\text{C}$  по опытным данным и

$T_{\max} = 1255^\circ\text{C}$  в расчетах. Температура на выходе из топки —  $1110^\circ\text{C}$  по опытным данным и  $1115^\circ\text{C}$  при численном моделировании.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представленная математическая модель позволяет численно исследовать процесс горения твердого топлива при факельном сжигании с точностью, достаточной для инженерных задач. Расчет корректной температуры для угольной частицы дает возможность в дальнейшем более детально исследовать ряд процессов, для которых важную роль играет температура угольной частицы, таких как образование оксида серы и оксида азота, формирование отложений на поверхностях нагрева.

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Бабий В. И., Куваев Ю. Ф.** Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. — М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. **Brewster B. S., Hill S. C., Radulovic R. R., Smoot L. D.** Chapter 3: Coal characteristics, structure, and reaction rates // *Fundamentals of Coal Combustion for Clean and Efficient Use* / L. D. Smoot (Ed.). — New York: Elsevier, 1993.
3. **Solomon P. R., Fletcher T. H.** The impact of pyrolysis in combustion // *Twenty-Fifth Symp. (Intern.) on Combustion: Proc. Combustion Inst.* — 1994. — P. 463–474.
4. **Виленский Т. В., Хзмалян Д. М.** Динамика горения пылевидного топлива. — М.: Энергия, 1977.
5. **Петин Ю. М., Шабанов С. И., Маланов М. Д.** Влияние поперечного потока вещества на тепло-массообмен обтекаемых сферических частиц // *Горение твердого топлива. (III Всесоюзная конференция)*. — Новосибирск, 1969. — Т. II. — С. 240–294.
6. **Murphy J. J., Shaddix C. R.** Effects of Stefan flow on heat transfer from reacting carbon particles // *Sandia National Laboratories, Rep. No. SAND2002-8072*. — December 2003.
7. **Горение углерода** / А. С. Предводителев, Л. Н. Хитрин, О. А. Цуханова, Х. И. Колодцев, М. К. Гроздовский. — М.; Л.: Изд-во АН СССР, 1949.
8. **Mitchell R. E.** On the products of the heterogeneous oxidation reaction at the surfaces of burning coal char particles // *22nd Symp. (Intern.) on Combustion*. — The Combust. Inst. — 1988. — P. 69–78.
9. **Разработка методов расчетной оптимизации процесса горения угольной пыли в топочных устройствах.** — М.: ВТИ, 1973.

10. Дектерев А. А., Гаврилов А. А., Харламов Е. Б., Литвинцев К. Ю. Использование программы  $\sigma$ Flow для численного исследования технологических объектов // Вычислительные технологии. — 2003. — Т. 8, ч. 1. — С. 250–255.
11. **Разработка** технических предложений по проектированию котла 500 т/ч с трехступенчатым сжиганием и системой сухой сероочистки активированной золой. — Красноярск: СибВТИ, 1996.
12. **Chen Y. S., Kim S. W.** Computation of turbulent flows using an extended  $k$ - $\varepsilon$  turbulence closure model // NASA CR-179204. — 1987.
13. Волков Э. П., Зайчик Л. И., Першуков В. А. Моделирование горения твердого топлива. — М.: Наука, 1994.
14. **Magnussen B. F., Hjertager B. W.** On the structure of turbulence and a generalised eddy dissipation concept for chemical reaction in turbulent flow // 19th AIAA Aerospace Meeting, St. Louis, USA, 1981.

*Поступила в редакцию 11/V 2010 г.*

---