

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ ОКСИДОВ АЗОТА ПРИ ГОРЕНИИ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

А. В. Старченко

Томский государственный университет, 634050 Томск

Представлены математическая модель и метод расчета двухфазных течений и тепло- и массообмена в промышленных камерах сгорания, работающих на пылеугольном топливе. Численная модель горения угольной пыли в турбулентном высокотемпературном потоке опирается на стационарные трехмерные уравнения механики гетерогенных сред и описывает процессы выхода и горения летучих компонентов топлива, догорание коксового остатка, перенос тепла излучением в камере сгорания, влияние дисперсной фазы на турбулентную структуру несущей среды. Для предсказания значений концентрации оксидов азота внутри топочного объема на базе кинетической схемы Митчелла — Тэрбелла построена эффективная численная модель образования NO при факельном сжигании угольной пыли. Результаты, полученные с использованием предлагаемой комплексной расчетной модели, хорошо согласуются с экспериментальными данными для промышленных топочных камер. Обеспечиваемый расчетами уровень детализации позволяет принимать эффективные решения по организации сжигания угольной пыли с пониженным выходом вредных оксидов азота.

### ВВЕДЕНИЕ

Одна из наиболее актуальных проблем современности — защита атмосферного воздуха от загрязнений, имеющих техногенное происхождение. К основным постоянно действующим источникам загрязнения воздушного бассейна относятся работающие на угле теплоэлектростанции и промышленные топливосжигающие установки, поставляющие в атмосферу в больших количествах частицы золы и сажи, а также оксиды азота и серы. Наиболее распространенным способом сжигания угля в теплоэнергетических устройствах является факельный режим. При его реализации в камеру сгорания (топку) через сопла горелок подается аэросмесь, состоящая из частиц мелкоразмолотого угля (средний размер  $20 \div 60$  мкм) и газа (воздух или смесь воздуха и отбираемых на выходе из топки дымовых газов). Разработка новых перспективных методов снижения образования оксидов азота в топочных процессах и апробация уже известных невозможны без привлечения детальной информации о химических превращениях в камерах сгорания, сжигающих пылеугольное топливо. Такую информацию могут предоставить активно разрабатываемые в последнее время методы математического моделирования [1–10]. Естественно, что для описания процессов, ответственных за образова-

ние оксидов азота, численная модель должна учитывать все особенности явлений, протекающих в топочной камере: сложную пространственную аэродинамику, горение угольной пыли при изменяющихся температуре и концентрационном составе газовой фазы, радиационный теплообмен факела с ограждающими поверхностями топки [2].

К настоящему времени среди методов математического моделирования горения пылеугольного топлива наибольшее развитие получил метод [5, 8–10], в основе которого лежит эйлеров подход для описания движения и тепло- и массообмена газовой фазы, т. е. используются, как правило, пространственные уравнения баланса массы, импульса, концентраций газовых компонентов и энергии для газовой смеси, а также лагранжев подход для описания движения и тепло- и массообмена одиночных частиц топлива вдоль их траекторий с учетом обратного влияния дисперсной фазы на несущую среду. Турбулентная структура потока описывается двухпараметрической  $k$ - $\epsilon$ -моделью турбулентности [11], также учитывающей влияние движущихся частиц. Радиационный теплообмен представляется, как правило, либо шестипотоковой моделью [12], либо моделью дискретного переноса, предложенной в [13].

Численная трехмерная модель для расче-

та характеристик пылеугольной топки, рассмотренная в [6], также представляет интерес. Эта модель целиком опирается на эйлерово представление движения, горения и теплообмена топливовоздушной смеси, поскольку допускается термическое и динамическое равновесие несущей и дисперсной фаз, и подробно описывает газификацию и догорание коксового остатка. Турбулентная структура потока рассчитывается на основе  $k-\varepsilon$ -модели турбулентности [11], перенос тепла излучением моделируется методом дискретного переноса [13].

Сравнивая эти два подхода моделирования горения пылеугольного топлива, следует отметить, что численные модели, опирающиеся на смешанное эйлерово-лагранжево представление двухфазного течения, позволяют более детально отслеживать изменение характеристик частиц при их движении по исследуемой области, дают возможность учитывать взаимодействие частиц с теплообменными поверхностями, а также полидисперсность частиц топлива. Однако проведение расчетов по таким моделям достаточно трудоемко, поскольку для адекватного представления условий подачи пылеугольного топлива и влияния турбулентной диффузии на движение частиц требуется отслеживать значительное количество их траекторий. Естественно, что при увеличении количества горелок в топке объем вычислений многократно возрастает.

В данной работе основное внимание уделяется разработке относительно простой и эффективной численной модели, близкой к модели [6], для предсказания пространственной аэродинамики тепло- и массообмена в крупногабаритных вихревых пылеугольных топках и построению замкнутой кинетической модели образования оксидов азота применительно к рассматриваемым процессам.

#### МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ АЭРОДИНАМИКИ И ТЕПЛО- И МАССОБМЕНА В ПЫЛЕУГОЛЬНЫХ ТОПКАХ

При выводе системы уравнений, базирующейся на основных положениях теории взаимодействующих и взаимопроникающих континуумов [14], определяющих движение, горение и перенос тепла для смеси газ — пылеугольное топливо, примем следующие допущения.

1. Движение газозвеси происходит в равновесном режиме при отсутствии осредненного скоростного скольжения фаз, т. е. скорости газа

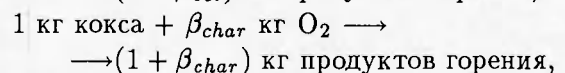
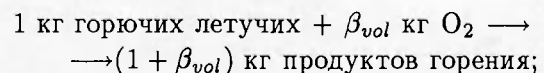
и частиц топлива одинаковы. Это предположение справедливо для газодисперсных потоков с малым содержанием частиц размером менее 100 мкм [15] при характерных для реальных топек значениях скорости ( $\approx 10$  м/с) и размеров ( $\approx 10$  м). При укрупнении дисперсного состава угольной пыли применение такого допущения может привести к завышению значения механического недожога топлива.

2. Топливные частицы имеют сферическую форму и состоят из зольного ядра диаметром  $d_z$  и горючей оболочке с внешним диаметром  $d_0$ . Значение  $d_0$  получается в результате осреднения размеров полидисперсных частиц, определяемых по гранулометрической функции типа Розина — Раммлера [2]. Поскольку пылеугольное топливо перед сжиганием подвергается сушке, будем считать, что к моменту поступления частиц в топку вся влага, содержащаяся в них после помола, испарилась. Коагуляция и дробление частиц, а также их соударение между собой не учитываются.

3. При моделировании теплового состояния и горения частиц полагаем, что поступающие в топку сухие частицы топлива нагреваются за счет радиационно-конвективного теплообмена до температуры  $T_{vap}$ , после чего начинается выход летучих, их горение и догорание коксового остатка. Первая стадия превращения топлива включает процессы выделения летучих и образования кокса согласно схеме:

Уголь  $\rightarrow$  горючие летучие (углеводороды) + негорючие летучие (вода, образующаяся при разложении, двуокись углерода) + кокс.

Вторая стадия определяет горение реагирующих летучих компонентов и коксового остатка по следующим глобальным необратимым реакциям:



где  $\beta_{vol}$ ,  $\beta_{char}$  — стехиометрические коэффициенты реакции горения летучих и кокса. Для рассматриваемой схемы превращения пылеугольного топлива допускаем, что молекулярный азот воздуха химически инертен, негорючие летучие и продукты горения представляют собой смесь паров воды и двуокиси углерода. Для частиц топлива полагаем, что изменение их размера от  $d_0$  до  $d_z$  происходит лишь

при горении коксового остатка, в процессе же выхода летучих изменяется только плотность топлива от значения плотности сухого угля  $\rho_p^0$  до значения плотности кокса  $\rho_p^z$  [1]. Величины  $d_z$  и  $\rho_p^z$  могут быть определены из следующих соотношений:

$$d_z = d_0 \left[ \frac{A_r}{(1 - W_p)(1 - f_{v,0})} \right]^{0,333}, \quad (1)$$

$$\rho_p^0 = \rho_{p,0}^0 (1 - f_{v,0}), \quad (2)$$

где  $A_p, W_p$  — зольность и влажность угля после помола, кг/кг;  $f_{v,0}$  — массовая доля летучих в сухом угле, кг/кг:

$$f_{v,0} = V_{vol} \frac{1 - W_p - A_p}{1 - W_p}, \quad (3)$$

$V_{vol}$  — относительный выход летучих из горючей массы топлива, кг/кг.

С учетом сделанных допущений математическая постановка задачи о горении угольной пыли в топке будет иметь следующий вид:

$$\frac{\partial \rho_g u_i}{\partial x_i} = J_{vap} + J_{char}; \quad (4)$$

$$\frac{\partial \rho_g C_{N_2} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{N_2}}{\partial x_i} \right); \quad (5)$$

$$\frac{\partial \rho_g C_{O_2} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{O_2}}{\partial x_i} \right) - \beta_{vol} J_{vol} - \beta_{char} J_{char}, \quad (6)$$

$$\frac{\partial \rho_g C_{vol} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{vol}}{\partial x_i} \right) + \alpha_{vap} J_{vap} - J_{vol}; \quad (7)$$

$$\frac{\partial \rho_p^{vap} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,p}}{\rho_p^0 Sc_{t,p}} \frac{\partial \rho_p^{vap}}{\partial x_i} \right) - J_{vap}; \quad (8)$$

$$\frac{\partial \rho_p^{char} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,p}}{\rho_p^0 Sc_{t,p}} \frac{\partial \rho_p^{char}}{\partial x_i} \right) - J_{char}; \quad (9)$$

$$\frac{\partial n u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,p}}{\rho_p^0 Sc_{t,p}} \frac{\partial n}{\partial x_i} \right); \quad (10)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial (\rho_g + \rho_p) u_i u_j}{\partial x_i} - \\ & - \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial (\rho_g k_g + \rho_p k_p)}{\partial x_i} + (\rho_g + \rho_p) g_j + \\ & + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \mu_g + \mu_{t,g} + \frac{\mu_{t,p}}{\rho_p^0} \rho_p \right) \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \right], \\ & j = 1, 2, 3; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_g c_g T_g u_i}{\partial x_i} = & \frac{\partial}{\partial x_i} \left[ \left( \frac{\mu_g}{Pr_{t,g}} + \frac{\mu_{t,g}}{Pr_p} \right) c_g \frac{\partial T_g}{\partial x_i} \right] - \\ & - \frac{\partial q_{g,i}^{rad}}{\partial x_i} + \frac{6Nu_p \lambda_g \rho_p}{\rho_p^0 D_p^2} (T_p - T_g) + Q_{vol} J_{vol} + \\ & + \left( \frac{\mu_g}{Pr_g} + \frac{\mu_{t,g}}{Pr_{t,g}} \right) \sum_{\substack{k=N_2, O_2, \\ vol, pr}} c_k(T_g) \frac{\partial C_k}{\partial x_i} \frac{\partial T_i}{\partial x_i} + \\ & + (J_{vap} + J_{char}) c_p T_p, \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho_p c_p T_p u_i}{\partial x_i} = & \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,p}}{\rho_p^0 Pr_{t,p}} \rho_p c_p \frac{\partial T_p}{\partial x_i} \right) - \\ & - \frac{\partial q_{p,i}^{rad}}{\partial x_i} - \frac{6Nu_p \lambda_g \rho_p}{\rho_p^0 D_p^2} (T_p - T_g) + \\ & + Q_{char} J_{char} - (J_{vap} + J_{char}) c_p T_p - Q_{vap} J_{vap}; \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \rho_g = & \left( 1 - \frac{\rho_p}{\rho_p^0} \right) \bar{r} / D_{0,g} \left[ \frac{C_{N_2}}{M_{N_2}} + \frac{C_{O_2}}{M_{O_2}} + \frac{C_{vol}}{M_{vol}} + \right. \\ & \left. + \frac{(1 - C_{N_2} - C_{O_2} - C_{vol})}{M_{pr}} \right]. \end{aligned} \quad (14)$$

Здесь  $\rho, p, T$  — плотность, давление и температура;  $C_{N_2}, C_{O_2}, C_{vol}$  — массовые концентрации газовых компонентов ( $N_2, O_2$  и горючих летучих);  $u_j$  ( $j = 1, 2, 3$ ) — компоненты вектора скорости в декартовой системе координат;  $\mu, \lambda, Pr, Sc$  — вязкость, теплопроводность, число Прандтля ( $\mu C / \lambda$ ) и число Шмидта ( $\mu / D \rho$ );  $D$  — коэффициент диффузии ( $Sc_{t,g} = Sc_{t,p} = 1,0$ ;  $Pr_{t,g} = Pr_{t,p} = 0,9$ );  $M_k$  ( $k = N_2, O_2, vol, pr$ ) — молекулярная масса  $k$ -го компонента газовой смеси;

$$\begin{aligned} c_g(T_g) = & \sum_{\substack{k=N_2, O_2, \\ vol, pr}} C_k c_k(T_g) = C_{N_2} c_{N_2}(T_g) + \\ & + C_{O_2} c_{O_2}(T_g) + C_{vol} c_{vol}(T_g) + \\ & + (1 - C_{N_2} - C_{O_2} - C_{vol}) c_{pr}(T_g), \end{aligned} \quad (15)$$

$c_k(T_g)$  — удельная теплоемкость  $k$ -го компонента газовой смеси;  $c_p$  — удельная теплоемкость частиц;  $\delta_{ij}$  — символ Кронекера;  $n$  — числовая плотность частиц в единице объема;  $g_j$  ( $j = 1, 2, 3$ ) — проекция вектора ускорения силы тяжести на  $j$ -ю ось системы координат;  $k$  — кинетическая энергия турбулентности;  $\rho_p^{vap} = m_p^{vap} n$ ;  $m_p^{vap}$  — масса летучих в топливной частице;  $\rho_p^{char} = m_p^{char} n$ ;  $m_p^{char}$  — масса коксового остатка в топливной частице;  $\rho_p^0, D_p$  — текущая плотность и размер частиц:

$$\rho_p^0 = \frac{\rho_{p,z}^0 \rho_p}{\rho_p - \rho_p^{vap}}, \quad D_x = \left[ \frac{6 \rho_p^{char}}{\rho_{p,z}^0 \pi n} + d_z^3 \right]^{0,333},$$

$$\rho_p = \rho_p^{vap} + \rho_p^{char} + \rho_{i,z}^0 \pi n d_z^3 / 6;$$

$q_j^{rad}$  ( $j = 1, 2, 3$ ) — компоненты вектора плотности потока излучения;  $Nu_p = \alpha_{conv} D_p / \lambda_g$  — безразмерный коэффициент конвективной теплоотдачи для межфазного теплообмена, значение которого при принятом равновесном характере движения смеси газ — твердые частицы равно 2;  $R_0$  — универсальная газовая постоянная. Индекс  $g$  относится к параметрам газа,  $p$  — к параметрам дисперсной фазы,  $t$  — к турбулентным характеристикам,  $pr$  — к газообразным продуктам горения угля. По повторяющимся индексам  $i$  в уравнениях (4)–(13) проводится суммирование от 1 до 3.

Поскольку выход летучих при термическом разложении мелкодисперсного пылеугольного топлива происходит в кинетическом режиме [1], скорость протекания этого процесса можно записать в форме закона Аррениуса:

$$J_{vap} = \rho_p^{vap} k_v \exp(-E_v / R_0 T_p), \quad T_p > T_{vap}, \quad (16)$$

$k_v$  [1/с],  $E_v$  [Дж/моль] — константы, значения которых зависят от сорта рассматриваемого угля;  $Q_{vap}$  — скрытая теплота термического разложения летучих, Дж/кг. Значения  $T_{vap}$  для различных топлив приведены в [16].

Скорость горения летучих  $J_{vol}$  с тепловым эффектом горения  $Q_{vol}$ , Дж/кг, чаще всего ограничивается скоростью турбулентного смешения  $J_{vol,dif}$ , а в общем случае

$$J_{vol} = \min[J_{vol,dif}, J_{vol,ch}], \quad (17)$$

$J_{vol,ch}$  — скорость химической реакции горения углеводородов. Согласно данным [17] для низкомолекулярных углеводородов допустимо использование в качестве  $J_{vol,ch}$  скорости горения метана:

$$J_{vol,ch} = k_{vol} \rho_g^2 C_{vol} C_{O_2} \exp(-E_{vol} / R_0 T_g); \quad (18)$$

где

$$k_{vol} = 10^{10} \text{ м}^3 / (\text{кг} \cdot \text{с});$$

$$E_{vol} = 153\,000 \text{ Дж/моль} [18].$$

Поскольку скорости газофазных химических реакций могут быть достаточно велики по сравнению со скоростью турбулентного перемешивания, скорость горения летучих будет определяться скоростью смешения турбулентных молей летучих и кислорода. Используя модель [19], опирающуюся на концепцию «распада вихря», можно записать

$$J_{vol,dif} = \rho_g \frac{\varepsilon_g}{k_g} \frac{23,6 S^{1/4}}{1 - 9,7 S^{3/4}} \min \left[ \bar{C}_{vol}, \frac{C_{O_2}}{\beta_{vol}} \right], \quad (19)$$

где  $S = \mu_g \varepsilon_g / \rho_g k_g^2$ ;  $k_g$ ,  $\varepsilon_g$  — энергия турбулентности газа и ее диссипация. Тепловой эффект реакции горения летучих определяется в соответствии с обобщающими экспериментальными данными зависимостями, приведенными в [16]. Массовая доля горючих летучих  $\alpha_{vap}$ , образующихся при термическом разложении угля, и стехиометрический коэффициент  $\beta_{vol}$  определяются на основе данных экспресс-анализа об элементарном составе угля [16, 20].

Скорость горения кокса  $J_{char}$  зависит от скорости кинетической химической реакции горения углерода и от скорости диффузии окислителя к поверхности частицы [1, 2]:

$$J_{char} = \frac{6 \rho_g C_{O_2} \rho_p^{char} K_k K_D}{\rho_p^0 D_p (K_k + K_D)}, \quad (20)$$

где  $K_D = Nu_p D_k / D_p$  — скорость диффузии окислителя; значения коэффициента диффузии  $D_k$  рассчитываются на основе зависимости [2]:  $D_k(T_g) = 16 \cdot 10^{-6} (T_g / 273)^{1,9}$  [м<sup>2</sup>/с];  $K_k = k_0 \exp(-E_a / R_0 T_p)$  — кинетическая скорость гетерогенного горения; значения предэкспонента  $k_0$ , м/с, и энергии активации  $E_a$ , Дж/моль, зависят от типа угля и могут быть взяты из [1]. Теплота сгорания кокса  $Q_{char}$  также зависит от вида пылеугольного топлива:

$$Q_{char} = \left[ \frac{2,51 \cdot 10^6 W_p + Q_p^n}{1 - W_p - A_p} - \alpha_{vap} V_{vol} Q_{vol} + V_{vol} Q_{vap} \right] \frac{1}{1 - V_{vol}} \quad [\text{Дж/кг}], \quad (21)$$

$Q_p^n$  — низшая теплота сгорания рассматриваемого угля [1, 2, 16], Дж/кг.

Для описания турбулентных характеристик газа и дисперсной фазы используется двухпараметрическая  $k$ - $\varepsilon$ -модель турбулентности [21], учитывающая влияние движущихся частиц на турбулентную структуру несущей среды:

$$\frac{\partial \rho_g k_g u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{1,0} \frac{\partial k_g}{\partial x_i} \right) + G_k - \rho_g \varepsilon_g - \frac{2 \rho_p k_g}{\tau_p + T_L}, \quad (22)$$

$$\frac{\partial \rho_g \varepsilon_g u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{1,3} \frac{\partial \varepsilon_g}{\partial x_i} \right) + 1,44 C_k \frac{\varepsilon_g}{k_g} - 1,92 \rho_g \frac{\varepsilon_g^2}{k_g} - \frac{2 \rho_p \varepsilon_g}{\tau_p + T_L} + \frac{2 \rho_p \mu_g}{\rho_g (\tau_p + T_L)^2} \frac{\partial k_g}{\partial x_i} \frac{\partial T_L}{\partial x_i}, \quad (23)$$

$$\mu_{t,g} = 0,09 \rho_g \frac{k_g^2}{\varepsilon_g}, \quad (24)$$

$$G_k = \left[ \mu_{t,g} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \rho_g k_g \right] \frac{\partial u_i}{\partial x_j},$$

$$k_p = \frac{k_g T_L}{\tau_p + T_L}, \quad \mu_{t,p} = \mu_{t,g} \frac{\rho_p^0}{\rho_g} \left( 1 - \frac{\rho_g T_L^2 \varepsilon_g}{5 \mu_g} \frac{\Omega^2}{\Omega + 2} \right), \quad (25)$$

где  $\tau_p = \rho_p^0 D_p^2 / 18 \mu_g$  — время динамической релаксации частиц;  $T_L = 0,41 k_g / \varepsilon_g$  — лагранжев временной масштаб турбулентности;  $\Omega = 2\tau_p / T_L$ .

Известно, что в камерах сгорания перенос тепла излучением играет важную роль в общем балансе энергии. При математическом моделировании радиационного теплопереноса в излучающих, поглощающих и рассеивающих средах (например, в пылеугольных топках) используется сложное интегродифференциальное уравнение для интенсивности термического излучения [22]. В данной работе для приближенного решения этого уравнения применяется метод сферических гармоник (его  $P_1$ -приближение) [22, 23]. Выбор такого подхода для моделирования термического излучения в топочной камере, где сжигается пылеугольное топливо, обусловлен его хорошей совместимостью с конечно-разностными методами. Кроме того, как показал сравнительный анализ на базе методов численного моделирования [24], для сред с оптической толщиной более единицы (пылеугольные топки с факельным режимом сжигания) тепловые потоки, вычисленные с помощью  $P_1$ -приближения, хорошо согласуются с результатами, полученными методом Монте-Карло.

Математическая формулировка процесса радиационного теплопереноса в рамках  $P_1$ -приближения метода сферических гармоник для излучающей, поглощающей и рассеивающей серой двухтемпературной среды включает в себя следующие дифференциальные уравнения [22, 23]:

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{1}{3\alpha_e} \frac{\partial H}{\partial x_i} \right) = -a_g(4\sigma T_g^4 - H) - a_p(4\sigma T_p^4 - H), \quad (26)$$

$$\frac{\partial q_{i,i}^{rad}}{\partial x_i} = a_g(4\sigma T_g^4 - H), \quad (27)$$

$$\frac{\partial q_{p,i}^{rad}}{\partial x_i} = a_p(4\sigma T_p^4 - H), \quad (28)$$

где  $H$  — пространственная плотность падающего излучения, Вт/м<sup>2</sup>;  $\alpha_e = a_i + a_p + s_p$  — коэффициент ослабления среды, 1/м, [23];  $a$  — коэффициент поглощения, 1/м;  $s$  — коэффициент

рассеяния, 1/м;  $\sigma$  — постоянная Стефана — Больцмана.

Способ задания граничных условий для системы уравнений (4)–(14), (22), (23) определяется типом границы. Для входных границ использовались однородные распределения для всех характеристик. На выходных границах ставятся мягкие граничные условия, причем положение выходных границ в этом случае должно быть достаточно удалено от зон возможной рециркуляции потока. В качестве граничных условий на стенках канала использовались условия прилипания для скорости, граничные условия первого рода для температуры газа, равенство нулю производной по нормали для параметров дисперсной фазы и концентраций компонентов газа, а также метод пристеночных функций [11] для определения трения на стенках канала  $\tau_w$ , конвективной составляющей теплового потока  $q_w^{conv}$ , значений энергии турбулентности и скорости ее диссипации в пристеночной области. Граничные условия для уравнения (26) записываются в виде, предложенном Р. Е. Маршаком [22]:

$$\frac{1}{3\alpha_e} \frac{\partial H}{\partial n_w} = \frac{\varepsilon_w}{2(2 - \varepsilon_w)} (H - 4\sigma T_w^4), \quad (29)$$

где  $n_w$  — координата, отсчитываемая по нормали к поверхности стенки;  $\varepsilon_w$  — степень черноты стенки.

## МЕТОД РЕШЕНИЯ

Поставленная задача решалась численно на неравномерных шахматных сетках в декартовой системе координат методом установления. Дискретизацию исходных дифференциальных уравнений (4)–(13), (22), (23), (26) осуществляли методом контрольного объема [25]. Диффузионные потоки на гранях контрольного объема аппроксимировали центральной разностной схемой, имеющей второй порядок точности. Для определения конвективных потоков использовали схему квадратичной интерполяции против потока, которая в значительной мере минимизирует вычислительные ошибки, обусловленные влиянием искусственной диффузии. Системы алгебраических уравнений, полученные в результате дискретизации, решали итерационным методом Гаусса — Зейделя (для компонентов скорости) и методом TDMA [25] (для скалярных характеристик) с применением нижней релаксации. При расчете поля давления использовали известный алгоритм SIMPLE [25], для получения быстрой

сходимости при численном решении уравнений энергии для газа (12) и дисперсной фазы (13) — алгоритм частичного исключения РЕА [26]. Поскольку основные дифференциальные уравнения нелинейные и взаимосвязанные, использовали глобальные итерации.

### ЧИСЛЕННАЯ МОДЕЛЬ ОБРАЗОВАНИЯ ОКСИДОВ АЗОТА ПРИ СЖИГАНИИ УГОЛЬНОЙ ПЫЛИ

Оксиды азота  $\text{NO}_x$  образуются в пылеугольных топках тремя путями, и соответственно их происхождению их разделяют на три группы [27, 28]:

- термические — образуются при высоких температурах (более 1600 К) за счет окисления молекулярного азота воздуха;
- топливные — образуются в окислительной среде из азотистых компонентов, содержащихся в топливе, при температуре  $800 \div 2100$  К;
- быстрые — образуются при контакте промежуточных углеводородных соединений топлива с молекулярным азотом в присутствии  $\text{O}_2$ .

В настоящее время механизм образования термических оксидов азота хорошо изучен и удовлетворительно описывается схемой, предложенной Я. Б. Зельдовичем [29]. Более сложным является моделирование образования топливных и быстрых оксидов азота. Как правило, предлагаемые кинетические модели (см., например, [30–32]) требуют учета значительного количества химических реакций (до нескольких десятков), сопутствующих рассматриваемому явлению. Это существенно ограничивает их применение при проведении численных исследований для натуральных объектов.

В данной работе математическое моделирование образования оксидов азота при горении пылеугольного азотсодержащего топлива в топках промышленных котлоагрегатов проводится на базе кинетической модели [20] образования  $\text{NO}$  при сжигании угольной пыли. Эта модель достаточно удобна в использовании, так как ее кинетическая схема включает только 13 реакций (сюда входят и реакции догорания коксового остатка и выхода и горения летучих) и соответствует нынешнему представлению [27] о химических процессах, ведущих к образованию оксидов азота при сжигании пылеугольного топлива. Данная модель правильно предсказывает уровень  $\text{NO}$  как при горении азотсодержащих добавок, так и при сжигании битуминозного угля в лабораторных горелках

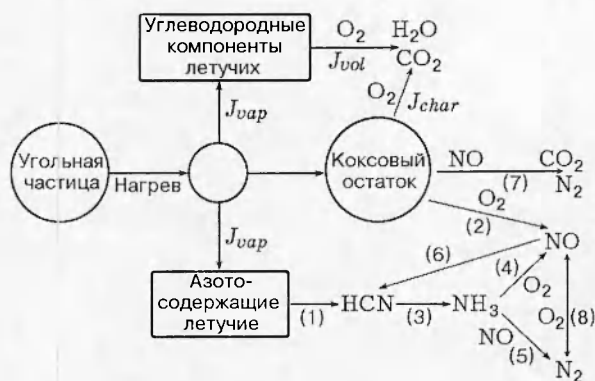


Рис. 1. Схема суммарного кинетического механизма горения угольной частицы и образования оксидов азота [20]:

цифры в круглых скобках — номер реакции

[20]. Схема суммарного кинетического механизма образования оксидов азота [20], адаптированная к условиям применения описанной выше модели, изображена на рис. 1. Следуя этой схеме, процесс образования оксидов азота можно представить следующим образом [20]. При быстром нагреве частицы угля происходит ее термическое разложение (пиролиз), в результате которого имеет место выход летучих компонентов угля, в том числе углеводородов и азота топлива. При этом часть связанного азота топлива (до  $70 \div 80\%$ ) практически мгновенно (реакция 1) переходит в газовую фазу в виде цианидов (для глобальной модели допускается [20], что  $\text{HCN}$  — центр подсистемы цианидов). Затем происходят газофазное горение углеводородных компонентов летучих и гетерогенное догорание коксового остатка. Остаточный азот ( $20 \div 30\%$ ), равномерно распределенный по частице кокса, окисляется прямо в  $\text{NO}$  со скоростью, пропорциональной скорости догорания коксового остатка (реакция 2). Цианиды, образовавшиеся при выходе летучих, переходят (реакция 3) в амины ( $\text{NH}_3$  — представитель группы аминов  $\text{NH}_i$ ), которые, реагируя с  $\text{O}_2$  (реакция 4) или  $\text{NO}$  (реакция 5), могут способствовать образованию оксидов азота либо восстановлению  $\text{N}_2$  из  $\text{NO}$  (глобальная модель схемы четырех центров Гейнца [20, 33]). Кроме того, как указано в [20], важными с точки зрения конверсии оксидов азота являются реакции образования  $\text{HCN}$  в результате взаимодействия углеводородов с  $\text{NO}$  (реакция 6) и гетерогенная реакция между  $\text{NO}$  и частицей кокса (реакция 7).

В приведенной выше математической по-

становке задачи о горении пылеугольного топлива в топочных камерах на основе современных представлений моделируются процессы, связанные с выходом летучих, их горением и догоранием коксового остатка. Из рис. 1 видно, что для замыкания модели образования оксидов азота достаточно определить значения скоростей химических реакций, ответственных за изменение концентраций таких компонентов, как  $NH_3$ ,  $HCN$ ,  $NO$ . Поскольку концентрации этих компонентов в топочной камере на порядки меньше, чем значения концентраций  $O_2$ ,  $N_2$ , летучих и продуктов сгорания топлива, и так как тепловой режим в пылеугольной топке целиком определяется горением летучих, коксового остатка и радиационным теплообменом, допустимо [34] рассчитывать концентрации азотсодержащих газофазных компонентов (кроме  $N_2$ ) после решения основной задачи (1)–(29), пользуясь вычисленными значениями основных характеристик процесса (полей скорости, температуры, концентраций  $N_2$ ,  $O_2$ , летучих и т. д.).

В этом случае образование оксидов азота с учетом схемы, представленной на рис. 1, описывается следующей системой уравнений:

$$\frac{\partial \rho_g C_{HCN} u_i}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{HCN}}{\partial x_i} \right) + J_1 - J_3 + \frac{M_{HCN}}{M_{NO}} J_6; \quad (30)$$

$$\frac{\partial \rho_g C_{NH_3} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{NH_3}}{\partial x_i} \right) - J_4 - J_5 + \frac{M_{NH_3}}{M_{HCN}} J_3; \quad (31)$$

$$\frac{\partial \rho_g C_{NO} u_i}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\mu_{t,g}}{Sc_{t,g}} \frac{\partial C_{NO}}{\partial x_i} \right) + J_2 + \frac{M_{NO}}{M_{NH_3}} J_4 - \frac{M_{NO}}{M_{NH_3}} J_5 + J_8 - J_6 - J_7. \quad (32)$$

где  $C_{NH_3}$ ,  $C_{HCN}$ ,  $C_{NO}$  — массовые концентрации  $NH_3$ ,  $HCN$  и  $NO$  соответственно;  $M_{HCN}$ ,  $M_{NO}$ ,  $M_{NH_3}$  — молекулярные массы компонентов.

Будем считать, что образование  $HCN$  при термическом разложении топлива происходит параллельно выходу летучих и определяется содержанием азота в летучих  $N'_{p, vap} = a_N N'_p$  ( $N'_p = N_p / (1 - W_p - A_p)$  — содержание азота

в горючей части угля, кг/кг;  $N_p$  — содержание азота в рабочей массе, кг/кг;  $a_N = 0,7 \div 0,8$  [20]):

$$J_1 = \frac{M_{HCN}}{M_N} \frac{N'_{p, vap}}{V_{vol}} J_{vap}.$$

Доля оставшегося в коксе азота  $N_{p, char} = (1 - a_N - a_{ash}) N'_p$  ( $a_{ash}$  — доля азота топлива, остающегося в золе) выходит при горении коксового остатка со скоростью, пропорциональной  $J_{char}$ , в виде оксидов азота:

$$J_2 = \frac{M_{NO}}{M_N} \frac{N_{p, char}}{1 - V_{vol}} J_{char}.$$

Согласно экспериментальным данным [35] по исследованию горения отечественных пылевидных каменных углей доля  $a_{ash}$  может достигать значения 0,13.

Для газофазных реакций (реакции 3–6, 8, см. рис. 1), важных с точки зрения образования вредных оксидов азота, химические скорости превращений согласно [20] имеют вид

$$J_3 = k_3(T_g) \frac{M}{M_{O_2}} \rho_g C_{HCN} C_{O_2},$$

$$k_3(T_g) = 1,94 \cdot 10^{15} \exp(-39\,456/T_g);$$

$$J_4 = \frac{k_4(T_g) \rho_g C_{NH_3} C_{O_2} M}{M_{O_2} (1 + k_{den}(T_g) C_{O_2} M / M_{O_2})},$$

$$k_4(T_g) = 3,48 \cdot 10^{20} \exp(-50\,327/T_g),$$

$$k_{den}(T_g) = 6,90 \cdot 10^{-6} \exp(21\,137/T_g);$$

$$J_5 = k_5(T_g) \frac{M}{M_{NO}} \rho_g C_{NH_3} C_{NO},$$

$$k_5(T_g) = 6,22 \cdot 10^{14} \exp(-27\,678/T_g);$$

$$J_6 = k_6(T_g) \frac{M_{HCN}}{M_{NO} M_{vol}} \rho_g C_{NO} C_{vol}, \quad k_6(T_g) = 10^4;$$

скорость образования термических оксидов азота записывается как

$$J_8 = 2K_O(T_g) \rho_g^2 M_{NO} \left[ k_{17}(T_g) \left( \frac{C_{O_2}}{M M_{O_2}} \right)^{0,5} \times \frac{C_{N_2}}{M_{N_2}} \left( 1 + \frac{k_{-17}(T_g) C_{NO} M_{O_2}}{k_{18}(T_g) C_{O_2} M_{NO}} \right) - \frac{k_{-17}(T_g) k_{-18}(T_g)}{k_{18}(T_g) (M_{O_2} / M_{CO_2})^{0,5} (C_{NO} / M_{NO})^2} \right] / \left( 1 + \frac{k_{-17}(T_g) C_{NO} M_{O_2}}{k_{18}(T_g) C_{O_2} M_{NO}} \right),$$

$$K_O(T_g) = 3600 \exp(-31\,102/T_g),$$

$$k_{17}(T_g) = 7,8 \cdot 10^{10} \exp(-37997/T_g),$$

$$k_{18}(T_g) = 1,4 \cdot 10^6 T_g \exp(-3150/T_g),$$

$$k_{-17}(T_g) = 1,69 \cdot 10^{10},$$

$$k_{-18}(T_g) = 1,4 \cdot 10^6 T_g \exp(-19275/T_g).$$

Здесь  $M$  — молекулярная масса газовой смеси. Размерность  $k_3, k_4, k_5, k_6$  —  $1/c$ ;  $k_{17}, k_{18}, k_{-17}, k_{-18}$  —  $m^3/(mоль \cdot c)$ .

Скорость гетерогенной реакции конверсии оксидов азота в результате их взаимодействия с углеродом кокса (реакция 7, см. рис. 1) определяется из соотношения [20]

$$J_7 = k_7(T_p) \frac{6\rho_g C_{NO} \rho_p^{char}}{\rho_p^0 D_p},$$

$$k_7(T_p) = 1,31 \cdot 10^5 \exp(-17111/T_p) \text{ [м/с]}.$$

Граничные условия для системы уравнений (30)–(32) записываются обычным образом: на входных границах — нулевые значения концентраций  $C_{HCN}, C_{NO}, C_{NH_3}$ , на стенках — равенство нулю производной от искомых величин по нормали и на выходных границах — мягкие граничные условия. Метод решения уравнений переноса (30)–(32) аналогичен описанному ранее.

## РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

Предложенную численную модель тестировали, привлекая данные экспериментальной визуализации изотермического движения жидкости в гидромодели топки котла БКЗ-220-100ЖШ [36], а также используя результаты испытаний действующего парового котла, работающего на пылеугольном топливе.

На рис. 2 показана геометрия тангенциальной топочной камеры котла БКЗ-210-140Ф [37]. Топка оснащена четырьмя угловыми прямооточными горелками с чередующимися по высоте соплами вторичного воздуха и аэросмеси, расположенными в один ярус, с осями, направленными горизонтально по касательной к воображаемой окружности в центре топки диаметром 0,9 м. Высота топки 24,5 м; ширина 7,42 м; глубина 7,81 м. Характеристики топлива (березовский бурый уголь):  $Q_p^* = 15,5$  МДж/кг;  $A_p = 0,051$ ;  $W_p = 0,341$ ;  $N_p = 0,0039$ ;  $V_{vol} = 0,42$ , масса остатка на сите с размером ячейки 90 мкм 32,5%; расход топлива на котел 9,48 кг/с. Скорость и температура вторичного воздуха и аэросмеси на выходе из горелок составляли 42 м/с, 568 К и 24 м/с, 494 К соответственно. Подаваемое в топку пылеугольное топливо предварительно подвергали сушке

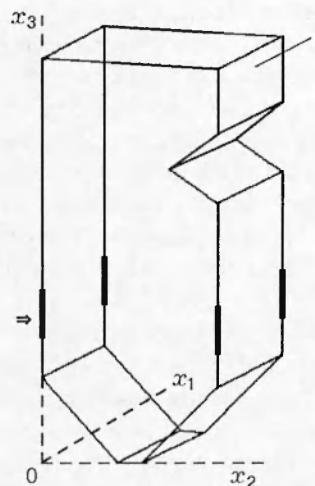


Рис. 2. Исследуемая промышленная камера сгорания [37]:

стрелкой отмечена неработающая горелка, 1 — выходное сечение топki

образовавшимися при сжигании угля дымовыми газами. Следует отметить, что в выбранном варианте испытаний котла не работает горелка, отмеченная стрелкой на рисунке, т. е. через нее подается только вторичный воздух, а дув аэросмеси отсутствует.

Для рассматриваемой вихревой камеры сгорания расчеты проводили на сетке  $45 \times 24 \times 25$  при следующих значениях кинетических параметров [1, 16]:  $k_v = 10^3$  1/с,  $E_v = 41900$  Дж/моль,  $k_0 = 25000$  м/с,  $E_a = 120000$  Дж/моль,  $T_{vap} = 820$  К,  $\alpha_{vap} = 0,44$ ,  $\beta_{vol} = 2,56$ ,  $\beta_{char} = 32/12$ ,  $\epsilon_w = 0,378$ .

На рис. 3 представлены численно предсказанные средние в горизонтальных сечениях значения температуры смеси  $T$ , К, концентрации кислорода  $C_{O_2}$ , %, и выгорания топлива  $\eta$ , %, в зависимости от высоты топочной камеры  $x_3$ . В расчетах полноту выгорания топлива определяли по следующей формуле:

$$\eta = \frac{\rho_{p,0}^0 d_0^3 - 6\rho_p / \pi \bar{n}}{\rho_{p,0}^0 \bar{a}_0^3 - \rho_{p,z}^0 \bar{a}_z^3} \cdot 100 \%,$$

где черта сверху соответствует усредненным в горизонтальных сечениях значениям параметров. Анализируя эти рисунки, можно отметить, что зона активного горения пылеугольного топлива располагается на расстоянии  $5 \div 10$  м от низа топki (см. рис. 3,б,в), напротив и выше отверстий подачи топливовоздушной смеси ( $5,4 \leq x_3 \leq 7,6$  м). В ее нижней части горение происходит при пониженных темпера-



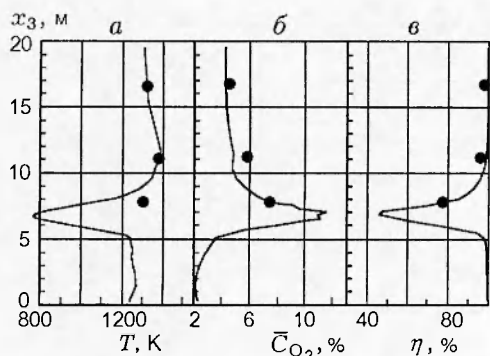


Рис. 3. Изменение средних в горизонтальных сечениях топочной камеры значений температуры смеси (а), концентрации молекулярного кислорода (б) и полноты выгорания топлива (в) по высоте топочной камеры:

сплошные кривые — результаты расчета с использованием комплексной модели, точки — измерения [37]

турах (см. рис. 3,а), что обусловлено интенсивной подачей относительно холодной топливовоздушной смеси, разбавленной дымовыми газами. При  $x_3 > 10$  м топливо выгорает практически полностью, и по мере движения дымовых газов к выходному сечению наблюдается снижение температуры из-за радиационного теплообмена потока с охлаждающими экранами топки.

На рис. 4 показано полученное численно распределение средних в горизонтальных сечениях значений концентрации оксида азота  $\bar{C}_{NO}(x_3)$ . Как видно из рисунка, максимальное количество оксида азота NO образуется в верхней части зоны активного горения ( $7,5 \leq x_3 \leq 10,0$  м), характеризующейся повышенными значениями температуры двухфазного потока; на участках  $x_3 < 3$  м и  $x_3 > 15$  м, где горение уже завершено, концентрация NO не изменяется. Для рассматриваемых условий организации топочного процесса уровень вредных оксидов азота, уходящих с дымовыми газами из камеры сгорания, не превышает предельно допустимого значения концентрации NO, поскольку в тангенциальной топочной камере котла БКЗ-210-140Ф сжигается пылеугольное топливо с низким содержанием азота ( $N_p = 0,0039$ ) при относительно невысоких температурах и используется рециркуляция дымовых газов в зону активного горения, обеспечивающая снижение количества образующихся оксидов азота [38].

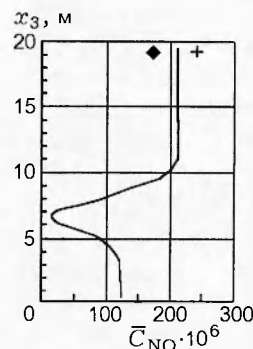


Рис. 4. Распределение концентрации оксида азота по высоте камеры сгорания:

сплошная линия — расчет на основе пространственной численной модели,  $\blacklozenge$  — расчет по полуэмпирической методике [28]; + — предельно допустимое значение концентрации NO на выходе из топки

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработана комплексная численная модель для исследования горения пылеугольного топлива в вихревых топках котлоагрегатов, учитывающая основные особенности изучаемого явления — пространственный характер процесса, стадийность горения топлива, радиационный теплообмен, турбулентность потока. Для учета образования вредных оксидов азота при факельном сжигании угольной пыли на базе кинетической схемы Митчелла и Тэрбелла разработана компактная модель для расчета концентраций  $NO_x$  в топках котлоагрегатов. Сравнения результатов расчетов и данных испытаний показали возможность применения выбранного численного подхода для исследования реальных термоаэродинамических процессов, сопровождающих рассматриваемое явление.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (код проекта 97-01-00471а) и АО КОТЭС.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Виленский Т. В., Хзмалян Д. М. Динамика горения пылевидного топлива. М.: Энергия, 1977.
2. Бабий В. И., Куваев Ю. Ф. Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986.
3. Волков Э. П., Зайчик Л. И., Першуков В. А. Моделирование горения твердого топлива. М.: Наука, 1994.

4. Устименко Б. П., Джакупов К. Б., Кроль В. О. Численное моделирование аэродинамики и горения в топочных и технологических устройствах. Алма-Ата: Наука, 1986.
5. Lockwood F. C., Salooja A. P., Syed A. A. A prediction method for coal-fired furnaces // *Combust. Flame*. 1980. V. 38, N 1. P. 1-15.
6. Файвланд, Вассел. Численная трехмерная модель для расчета характеристик пылеугольной топки // *Современное машиностроение*. Сер. А. 1989. № 1. С. 158-169.
7. Бубенчиков А. М., Старченко А. В., Ушаков В. М. Численное моделирование горения пылеугольного топлива в топках паровых котлов // *Физика горения и взрыва*. 1995. Т. 31, № 2. С. 23-31.
8. Emami M. D., Lazopoulos G., Lockwood F. C. The computation of heat transfer in engineering combustion equipment // *Proc. EUROTHERM Seminar N 37 «Heat Transfer in Radiating and Combusting Systems 2»*, 5-7 October 1994. Saluggia, Italy: ENEA Research Centre, 1994. P. 83-105.
9. Дектерев А. А., Каменщиков Л. П., Ковалевский А. М. Программа AeroChem для моделирования трехмерных турбулентных реагирующих течений излучающего газа при наличии распыленных частиц // *Вычислит. технологии*. 1994. Т. 4, № 12. С. 107-111.
10. Асланян Г. С., Майков И. А. Численное исследование влияния турбулентности на процессы горения // *Теплофизика высоких температур*. 1994. Т. 32, № 6. С. 892-901.
11. Launder B. E., Spalding D. V. The numerical computation of turbulent flows // *Comput. Meth. in Appl. Mech. and Eng.* 1974. V. 3, N 2. P. 269-289.
12. Lockwood F. C., Shah N. G. Evaluation of an efficient radiation flux model for furnace prediction procedures // *Proc. Sixth Intern. Heat Transfer Conference*. 1978. P. 33-41.
13. Lockwood F. C., Shah N. G. A new radiation solution method for incorporation in general combustion prediction procedures // *Proc. 18th Intern. Symp. on Combustion*. Pittsburgh: The Combustion Inst., 1981. P. 1405-1413.
14. Нигматулин Р. И. Динамика многофазных сред. М.: Наука, 1987. Ч. 1.
15. Ярин Л. П., Сухов Г. С. Основы теории горения двухфазных сред. Л.: Энергоатомиздат, 1987.
16. Основы практической теории горения / Под ред. В. В. Померанцева. Л.: Энергоатомиздат, 1986.
17. Зимонт В. Л., Трушин Ю. М. О суммарной кинетике горения углеводородных горючих // *Физика горения и взрыва*. 1969. Т. 5, № 4. С. 567-573.
18. Ока С., Милошевич Д., Павлович П., Стефанович П. Математическое моделирование высокотемпературного турбулентного газового потока над поверхностью с интенсивной абляцией // *Теплофизика и аэромеханика*. 1994. Т. 1, № 4. С. 265-277.
19. Magnussen B. F., Hjertager V. H. On mathematical modeling of turbulent combustion with special emphasis on soot formation and combustion // *Proc. 16th Intern. Symp. on Combustion*. Pittsburgh: The Combustion Inst., 1976. P. 719-727.
20. Mitchell J. W., Tarbell J. M. A kinetic model of nitric oxide formation during pulverized coal combustion // *AIChE Journal*. 1982. V. 28, N 2. P. 302-311.
21. Pourahmadi F., Humphrey J. A. C. Modeling solid-fluid turbulent flows with application to predicting erosive wear // *Physico-Chemical Hydrodynamics*. 1983. V. 4, N 3. P. 191-219.
22. Опсик М. Н. Сложный теплообмен. М.: Мир, 1976.
23. Старченко А. В., Бубенчиков А. М. Математическое моделирование радиационного теплопереноса в пылеугольных топках // *Тр. III Междунар. Минского форума «Тепломассообмен-ММФ-96»*. 1996. Т. 2. С. 36-39.
24. Papavavlou C., Marakis J., Kakaras E. Radiative heat transfer in cylindrical coal-fired furnaces using P-1 approximation and the Monte Carlo method // *Proc. EUROTHERM Seminar N° 37 «Heat Transfer in Radiating and Combusting Systems 2»*, 5-7 October 1994. Saluggia, Italy: ENEA Research Centre, 1994. P. 69-79.
25. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. М.: Энергоатомиздат, 1984.
26. Spalding D. V. Numerical computation of multi-phase fluid flow and heat transfer // *Recent Adv. in Numer. Methods of Fluids*. 1980. V. 1. P. 139-168.
27. De Michelle G. Clean combustion in power generation systems // *Proc. of EUROTHERM Seminar N° 37 «Heat Transfer in Radiating and Combusting Systems 2»*, 5-7 October 1994. Saluggia, Italy: ENEA Research Centre, 1994. P. 257-272.
28. Безгрешнов А. Н., Липов Ю. М., Шлейфер Б. М. Расчет паровых котлов. М.: Энергоатомиздат, 1991.

29. Зельдович Я. Б., Садовников П. Я., Франк-Каменецкий Д. А. Окисление азота при горении. М.: Изд-во АН СССР, 1947.
30. Miller J. A., Bowman C. T. Mechanism and modeling of nitrogen chemistry in combustion // Progress in Energy and Combust. Sci. 1989. V. 15, N 4. P. 287–338.
31. Росляков П. В. Расчет образования топливных оксидов азота при сжигании азотосодержащих топлив // Теплоэнергетика. 1986. № 1. С. 37–41.
32. Герасимов Г. Я., Лосев С. А., Макаров В. Н. Моделирование кинетики образования топливных оксидов азота при горении пылевидного топлива. Сокращение механизма реакций // Информатика в физико-химической газодинамике. М., 1992. С. 39–46.
33. Haynes В. S. The oxidation of hydrogen cyanide in fuel-rich flames // Combust. Flame. 1977. V. 28, N 2. P. 113–121.
34. Билджер Р. В. Турбулентные течения предварительно не перемешанных реагентов // Турбулентные течения реагирующих газов / Под ред. П. Либби, Ф. Вильямса. М.: Мир, 1983.
35. Титов С. П., Бабий В. И., Барабаш В. М. Исследование образования  $\text{NO}_x$  из азота топлива при горении пыли каменных углей // Теплоэнергетика. 1980. № 3. С. 64–67.
36. Старченко А. В., Федецкий И. И. Численное моделирование трехмерных течений в топках паровых котлов // Сиб. физ.-техн. журн. 1993. № 5. С. 118–124.
37. Маршак Ю. Л., Верзаков В. Н. Исследование горения березовского угля в тангенциальной топочной камере с газовой сушкой угля // Теплоэнергетика. 1985. № 1. С. 4–6.
38. Сигал И. Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. Л.: Недра, 1977.

*Поступила в редакцию 26/X 1997 г.,  
в окончательном варианте — 2/IV 1998 г.*