

DOI: 10.7242/1999-6691/2014.7.3.30

УДК 621.039.534.63:621.039.51

РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕПЛОПЕРЕНОСА ДЛЯ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО НАТРИЕВОГО ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ И ЕЁ ВЕРИФИКАЦИЯ

С.А. Рогожкин¹, А.А. Аксенов², С.В. Жлуктов², С.Л. Осипов¹, М.Л. Сазонова², И.Д. Фадеев¹,
С.Ф. Шепелев¹, В.В. Шмелев²

¹ ОАО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, Российская Федерация

² ООО «ТЕСИС», Москва, Российская Федерация

Рассматривается проблема численного моделирования процессов теплопереноса в реакторах на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем с помощью коммерческих Computational Fluid Dynamics (CFD) программных комплексов. Показано, что используемая в большинстве моделей турбулентности аналогия Рейнольдса не позволяет учитывать особенности теплопереноса в жидкометаллическом теплоносителе. Представлены результаты по разработке модели турбулентного теплопереноса LMS (Liquid Metal Sodium), учитывающей специфику натриевого теплоносителя. Это удалось сделать за счёт включения в систему уравнений модели выражения для турбулентного числа Прандтля, введения поправки, учитывающей гравитационную анизотропию турбулентного теплового потока, и тепловой пристеночной функции. Модель реализована в CFD коде FlowVision, совместима с $k-\varepsilon$ моделями турбулентности, и может применяться как в высокорейнольдсовых (с пристеночными функциями), так и в низкорейнольдсовых (без пристеночных функций) расчётах течения натрия. Выполнена верификация модели LMS на основе данных, полученных на стенде TEFLU (Карлсруэ, Германия), предназначенном для экспериментального моделирования процессов перемешивания разнотемпературных потоков натриевого теплоносителя. Опытным путём исследовано три режима течения: со свободной конвекцией, переходный и с вынужденной конвекцией. Для этих режимов представлены результаты численного моделирования, полученные посредством коммерческих CFD программных комплексов ANSYS CFX, Star-CD, Fluent, FlowVision с моделью LMS и без неё. Показано, что результаты, полученные в программном комплексе FlowVision с моделью LMS, лучше согласуются с экспериментальными данными, чем результаты, полученные в других программных комплексах.

Ключевые слова: модель турбулентного теплопереноса, натриевый теплоноситель, программный комплекс, разнотемпературные потоки, реактор на быстрых нейтронах

DEVELOPMENT AND VERIFICATION OF A TURBULENT HEAT TRANSPORT MODEL FOR SODIUM-BASED LIQUID METAL COOLANTS

S.A. Rogozhkin¹, A.A. Aksenov², S.V. Zhlukov², S.L. Osipov¹, M.L. Sazonova²,
I.D. Fadeev¹, S.F. Shepelev¹ and V.V. Shmelev²

¹ JSC «Afrikantov OKBM», Nizhniy Novgorod, Russian Federation

² JSC «Tesis», Moscow, Russian Federation

Numerical simulation of heat-and-mass transfer in fast neutron reactors with sodium coolant performed based on commercial Computational Fluid Dynamics (CFD) software products is considered. It is shown that the Reynolds analogy used in most turbulence models cannot be applied to study the peculiarities of heat transport in liquid metal coolants. We present here results for a turbulent LMS (Liquid Metal Sodium) heat transport model capable of taking into account the unique characteristics of sodium coolants. Within the model, the turbulent Prandtl number expression is implemented, a correction that takes into account gravitational anisotropy of the turbulent heat flow is made, and the thermal wall function is introduced. The model is implemented in the bundled CFD FlowVision code, is compatible with the $k-\varepsilon$ turbulence models and can be used in both the high (with wall functions) and low (without wall functions) Reynolds number calculations of sodium flow. The proposed LMS model has been verified on the basis of experimental data obtained in the TEFLU test facility (Karlsruhe, Germany). The test facility is intended to simulate mixing processes of sodium coolant flows of various temperatures. In the experiment, three flow regimes have been studied: “free convection” regime, “transient” regime, and “forced convection” regime. For these regimes, simulation results gained from the application of such commercial CFD bundled software products as ANSYS CFX, Star-CD, Fluent, and FlowVision with and without the LMS model are presented. It is shown that the results obtained using the bundled FlowVision software with the LMS model demonstrate better agreement with the experimental data compared to the data obtained using other bundled software products.

Key words: heat transport model, sodium coolant, bundled software, flows of different temperatures, fast neutron reactor

1. Введение

Из опыта эксплуатации реактора БН-600 известно, что в его верхней камере и на входе в теплообменники существует температурное расслоение теплоносителя (стратификация), вызванное смешением разнотемпературных потоков, выходящих из активной зоны. Процессы температурной стратификации теплоносителя приводят к формированию застойных и рециркуляционных областей с большими градиентами и пульсациями температуры на границах раздела изотермических зон, которые обуславливают дополнительные термоциклические нагрузки на оборудование и могут сказаться на ресурсе конструкций.

Исследование теплогидравлических процессов в натриевом теплоносителе на основе только экспериментальных данных не позволяет получить необходимую информацию о них в полной мере. Сложность и высокая стоимость создания крупномасштабных натриевых стендов неизбежно приводит к проведению экспериментов, в которых теплоносителем служит вода. При этом добиться равенства важнейших критериев подобия — чисел Рейнольдса (Re) и Пекле (Pe), невозможно. Из-за различия теплофизических свойств теплопередачу в натрии нельзя изучать на стендах с водой.

Сегодня процессы тепломассопереноса в реакторе изучаются с помощью методов вычислительной гидродинамики (Computational Fluid Dynamics — CFD), возможности которых существенно расширились с появлением современных компьютерных технологий. Вопросы использования CFD программ и программных комплексов (ПК) для математического моделирования течений, и особенно жидкометаллических теплоносителей с учётом теплопереноса в жидких металлах, активно обсуждаются учёными [1, 2].

В работах [3, 4] представлено сравнение данных расчётов и опытов на стендах с жидкометаллическим теплоносителем. Выводы свидетельствуют, что распространённые модели турбулентности класса URANS (Unsteady Reynolds-averaged Navier–Stokes equations) приводят к результатам, значительно расходящимся с экспериментальными.

Как известно, в моделях турбулентности, реализованных в большинстве коммерческих CFD ПК (CFX, Star-CD, Fluent и других), при определении параметров теплопереноса за основу берётся аналогия Рейнольдса — аналогия между теплообменом и переносом количества движения в турбулентном потоке [1]. В жидких металлах, вследствие большой теплопроводности и малой вязкости, поля скорости и температуры существенно различаются (Рис. 1). Таким образом, механизмы теплопереноса в средах с $Pr \ll 1$ и с $Pr \sim 1$ различны, и модели турбулентности с аналогией Рейнольдса при описании теплогидравлических процессов в натриевом теплоносителе приводят к некорректным результатам.

Для избежания данной проблемы могут быть использованы DNS (Direct Numerical Simulation) и LES (Large Eddy Simulation) подходы, которые при подробной расчётной сетке показывают хорошие результаты в сравнении с экспериментальными данными [5]. Но оборудование реактора на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем (БН) имеет интегральную компоновку, при которой всё оборудование первого контура размещается внутри корпуса, поэтому применение DNS и LES подходов требует значительных вычислительных ресурсов и, как следствие, делает невозможным решение практических инженерных задач.

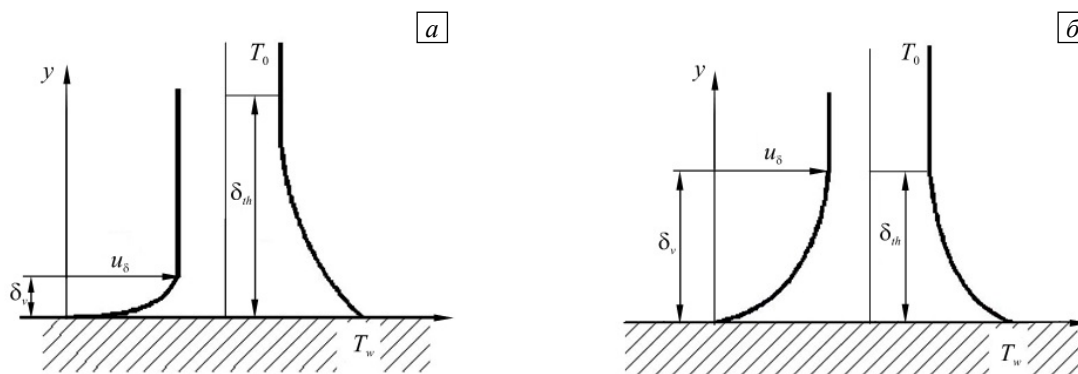


Рис. 1. Влияние молекулярного числа Прандтля (Pr) на относительную толщину теплового пограничного слоя (u_δ , T_0 – скорость и температура потока соответственно, T_w – температура стенки): $Pr \ll 1$, $\delta_v \ll \delta_{th}$ (а); $Pr \sim 1$, $\delta_v \sim \delta_{th}$ (б)

В связи с этим, разработка адекватной модели турбулентного теплопереноса для натриевого теплоносителя, совместимой с моделями класса URANS (например, на базе $k-\epsilon$ модели турбулентности), является актуальной задачей, разрешение которой позволит исследовать процессы тепломассопереноса в реакторах БН. Именно этому посвящена настоящая работа. Предлагаемая модель учитывает специфику натриевого теплоносителя и внедрена в российский CFD ПК FlowVision. Её верификация осуществляется с помощью результатов, полученных опытным путём на стенде TEFLU (Карлсруэ, Германия) [6].

2. Модель турбулентного теплопереноса LMS

Разработке модели предшествовал анализ существующих моделей турбулентного теплопереноса [3, 7, 8]. Среди них особо стоит отметить модель на основе пяти конвективно-диффузионных уравнений — TMBF [3], которая считается наиболее точно описывающей процессы теплопереноса в потоке жидкого металла и которая позволяет учитывать анизотропию турбулентного теплопереноса. Её основными недостатками являются сложность реализации в CFD ПК, большое время

счёта, необходимость корректировки констант для струйных течений и, по мнению авторов, дополнительного тестирования. Всё это приводит к трудностям использования модели TMBF для решения практических задач.

Следующий класс моделей — $k_0 - \varepsilon_0$ модели [7, 8]. Они сравнительно просты в реализации и предполагают наличие двух дополнительных конвективно-диффузионных уравнений: для дисперсии температуры и скорости диссипации дисперсии температуры. Таким образом, совместно с уравнениями URANS решаются уравнения для турбулентной энергии, скорости диссипации турбулентной энергии, дисперсии температуры и скорости диссипации дисперсии температуры. Турбулентный теплоперенос полагается изотропным. На основе анализа данного класса моделей турбулентного теплопереноса была разработана модель LMS (Liquid Metal Sodium), которая включает в себя:

- $k_0 - \varepsilon_0$ модель (k_0 — половина дисперсии температуры (K^2), ε_0 — скорость диссипации дисперсии температуры (K^2/c));
- выражение для турбулентного числа Прандтля (представлено впервые и является авторским вкладом в модель LMS);
- алгебраическую поправку в турбулентном тепловом потоке, учитывающую гравитационную анизотропию (предполагается, что главным источником анизотропии теплопереноса является архимедова сила [3]);
- тепловую пристеночную функцию.

При формулировке обсуждаемой здесь модели LMS общая форма записи системы уравнений для k_0 и ε_0 позаимствована в [7]. Но, в отличие от этой работы, в модель вводятся поправка в удельный турбулентный тепловой поток и тепловая пристеночная функция (выражения для поправки и функции взяты из ранее выполненных работ). В рамках модели LMS впервые получено выражение для турбулентного числа Прандтля, и на основе выполненных тестовых расчётов также впервые установлены значения некоторых эмпирических коэффициентов для уравнений k_0 и ε_0 .

2.1. $k_0 - \varepsilon_0$ модель

Уравнения модели LMS для величин k_0 и ε_0 являются модернизированной версией уравнений модели, опубликованной в работе [7]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k_0)}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{V} k_0) &= \nabla \left(\rho \left(\alpha + \frac{\alpha_t}{\sigma_{k_0}} \right) \nabla k_0 \right) + \rho \alpha_t (\nabla T)^2 - \rho \varepsilon_0, \\ \frac{\partial(\rho \varepsilon_0)}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{V} \varepsilon_0) &= \nabla \left(\rho \left(\alpha + \frac{\alpha_t}{\sigma_{\varepsilon_0}} \right) \nabla \varepsilon_0 \right) + C_{P1} \frac{\varepsilon_0}{2k_0} \rho \alpha_t (\nabla T)^2 + C_{P2} \frac{\varepsilon_0}{k} \rho P_k - \rho C_{D1} \frac{\varepsilon_0^2}{2k_0} - \rho C_{D2} \frac{\varepsilon \varepsilon_0}{k} + \rho \xi_{\varepsilon_0}, \\ \xi_{\varepsilon_0} &= \exp \left[- \left(\frac{Re_t}{80} \right)^2 \right] \left[(C_{D1} - 4) \frac{\varepsilon_0^2}{2k_0} + C_{D2} \frac{\varepsilon \varepsilon_0}{k} - \frac{(\varepsilon_0 - \alpha 2k_0 / y^2)^2}{2k_0} + (2 - C_{P1}) \frac{\varepsilon_0}{2k_0} \alpha_t (\nabla_x T)^2 \right]. \end{aligned}$$

Здесь: ρ — плотность ($кг/м^3$); T — температура (K); $P_k = \mathbf{v}_t S$ — генерационный член, обусловленный градиентом скорости ($м^2/с^3$); $S = 2 \sum_{i,j=1}^3 S_{ij} S_{ij}$, где $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial V_i}{\partial x_j} + \frac{\partial V_j}{\partial x_i} \right)$ — компонента тензора скоростей деформации ($1/с$); $\mathbf{v}_t = C_\mu f_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$ — турбулентный коэффициент кинематической вязкости ($м^2/с$); C_μ — эмпирическая константа стандартной $k - \varepsilon$ модели турбулентности; f_μ — демпфирующая функция, вид которой зависит от модели турбулентности; k — турбулентная энергия ($м^2/с^2$); ε — скорость диссипации турбулентной энергии ($м^2/с^3$); ξ_{ε_0} — поправочная функция для низкорейнольдсового режима; $\alpha = \lambda / (\rho C_p) = \nu / Pr$ — молекулярный коэффициент температуропроводности ($м^2/с$); $\alpha_t = C_\lambda f_\lambda \left(k^2 / \varepsilon \right) \sqrt{2 \sqrt{RPr} / (0,5 + R)}$ — турбулентный коэффициент температуропроводности ($м^2/с$); $Pr = \mu C_p / \lambda$ — молекулярное число Прандтля; C_p — удельная теплоёмкость (Дж/(кг·К)); $R = (k_0 / \varepsilon_0) / (k / \varepsilon)$ — отношение теплового и динамического временных масштабов турбулентности.

Для рассматриваемой модели демпфирующая функция f_λ имеет следующий вид [7]:

$$f_\lambda = \exp \left[- \left(\frac{\text{Re}_t}{80} \right)^2 \right] \frac{C_{I\lambda}}{\text{Re}_t^{1/4}} + \left[1 - \exp \left(- \frac{y^+}{A^+} \right) \right]^2, \quad (1)$$

$\text{Re}_t = k^2 / (\nu \varepsilon)$ — турбулентное число Рейнольдса; $y^+ = (\nu \varepsilon)^{1/4} y / \nu$ — безразмерное расстояние до ограничивающей поток стенки, вычисленное с использованием колмогоровского масштаба расстояния; y — расстояние между стенкой и центром примыкающей к ней ячейки (м).

Отметим, что в оригинальной работе [7] входящее в выражение (1) безразмерное расстояние до стенки вычисляется иначе, а именно: $y^+ = C_\mu^{1/4} k^{1/2} y / \nu$. Предлагаемая здесь формула для нахождения турбулентного числа Прандтля является одним из авторских вкладов в разработку модели турбулентного теплопереноса LMS: $\text{Pr}_t = \frac{C_\mu f_\mu}{C_\lambda f_\lambda} \sqrt{\frac{0,5 + R}{2\sqrt{R\text{Pr}}}}$. Эмпирические константы модели $C_\lambda, C_{1\lambda}, C_{P1}, C_{P2}, C_{D1}, C_{D2}$,

A^+ следует смотреть в работах [7, 8]; константы σ_{k0} и $\sigma_{\varepsilon0}$ определяются из тестовых расчётов, и здесь приняты равными 1. Граничные условия на стенке в низкорейнольдсовом режиме (пристеночные функции отсутствуют) записываются как $k_{0w} = 0, \varepsilon_{0,w} = \alpha (\sqrt{2k_0} / y)^2$.

A^+ следует смотреть в работах [7, 8]; константы σ_{k0} и $\sigma_{\varepsilon0}$ определяются из тестовых расчётов, и здесь приняты равными 1. Граничные условия на стенке в низкорейнольдсовом режиме (пристеночные функции отсутствуют) записываются как $k_{0w} = 0, \varepsilon_{0,w} = \alpha (\sqrt{2k_0} / y)^2$.

2.2. Тепловая пристеночная функция

Анализ литературных источников и тестовые численные эксперименты с различными выражениями пристеночных функций показали, что наиболее подходящей для жидкого натрия является пристеночная функция в виде безразмерной температуры $T^+ : T^+ = \rho C_p u_\tau (T_w - T_c) / q_w = \text{Pr} y^+$, где q_w — тепловой поток от стенки (Вт/м²); T_w — температура стенки (К); T_c — температура среды в центре приграничной ячейки, (К); $u_\tau = \sqrt{(\tau_w / \rho)}$ — динамическая скорость (м/с); τ_w — напряжение трения на стенке (кг/м с²).

Граничное условие для уравнения энергии в случае использования в модели пристеночных функций имеет вид: $q_w = \rho u_\tau (h_w - h_c) / (\text{Pr} y^+)$, где h_w — термодинамическая энтальпия среды на стенке (м²/с²); h_c — термодинамическая энтальпия среды в центре приграничной ячейки (м²/с²).

Смысл приведённых соотношений очевиден: при расчёте характеристик течения жидкого металла на типичной «высокорейнольдсовой» сетке центр ячейки, примыкающей к стенке, оказывается в логарифмической зоне распределения скорости и в линейной зоне профиля температуры.

2.3. Учет анизотропии турбулентного теплопереноса

Распределение температуры рассчитывали после решения уравнения энергии:

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla(\rho V h) = \frac{\partial P}{\partial t} + V \cdot \nabla P + \nabla \left(\frac{\lambda}{C_p} \nabla h + J_t \right) + \sum_{i,j=1}^3 \tau_{ij} S_{ij} + \rho \varepsilon,$$

где $h = h_0 + \int_{298,15}^T C_p(T) dT$ — термодинамическая энтальпия (м²/с²); h_0 — энтальпия образования вещества при температуре 298,15 К (м²/с²); J_t — турбулентный тепловой поток (Вт/м²); τ_{ij} — компонента тензора вязких напряжений (Па).

В связи с тем, что, как утверждается в работе [3], главным источником анизотропии является архимедова сила, в рамках модели LMS в удельный турбулентный тепловой поток вводили поправку:

$$J_{ii} = - \frac{\mu_t C_p}{\text{Pr}_t} \left(\nabla_i T + 3(1 - c_{2t}) \beta g_i \frac{k_0}{k} \right), \quad (2)$$

где β — коэффициент теплового расширения (1/К); g_i — компоненты вектора ускорения свободного падения (м/с²); $c_{2t} = 0,5$ — константа (значение позаимствовано из работы [9]). В формуле (2) гравитационную анизотропию описывает второй член (первый член моделирует обычный изотропный турбулентный тепловой поток).

Модель LMS реализована в CFD ПК FlowVision. Она совместима со всеми $k-\varepsilon$ моделями турбулентности, имеющимися в ПК, и может использоваться как в высокорейнольдсовых

(с пристеночными функциями), так и в низкорейнольдсовых (без пристеночных функций) расчётах течения натрия. Для проверки адекватности модели в ПК FlowVision выполнено численное моделирование течения натриевого теплоносителя в трубе с охлаждением, а также процессов перемешивания разнотемпературных потоков натриевого теплоносителя, экспериментально исследованных на стенде TEFLU (Карлсруэ, Германия) [6].

3. Верификационные расчёты теплоотдачи натрия при течении в трубе

На первом этапе верификации модели LMS в составе ПК FlowVision была рассмотрена задача охлаждения натриевого теплоносителя при турбулентном течении в трубе с внутренним радиусом $r_0 = 25$ мм. Использовалась цилиндрическая система координат Ozr , в которой ось z совпадала с осью трубы. Расчётная схема (Рис. 2) состояла из двух участков: первый участок — адиабатический, длиной $l_1 = 2000$ мм, требовался для формирования профиля скорости, необходимого при численном моделировании течения; на втором участке длиной $l_2 = 500$ мм поддерживалась постоянная температура стенки $t_c = 150$ °С. Температура теплоносителя на входе в трубу принималась равной $T_{\text{вх}} = 550$ °С. В результате решения определялась средняя температура теплоносителя на выходе с учётом варьирования критерия Пекле в диапазоне значений от 300 до 10000. При аналитическом решении задачи в выражении для критерия Нуссельта $Nu = 5 + 0,025 \cdot Re^{0,8}$ [10] использовался поправочный коэффициент для коротких труб [11].

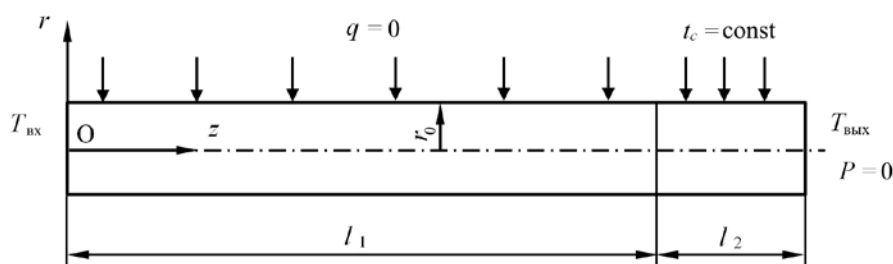


Рис. 2. Расчётная геометрическая модель и граничные условия

Кроме того, была выполнена кросс-верификация сформулированной задачи с помощью трёх коммерческих CFD ПК — ANSYS CFX, Star-CD и FlowVision, на основе $k-\epsilon$ модели турбулентности и аналогии Рейнольдса. Соответствующие погрешности относительно аналитического решения представлены на рисунке 3 в зависимости от критерия Пекле. Как видно из графиков, использование CFD ПК ANSYS CFX, Star-CD и FlowVision с аналогией Рейнольдса приводит к большим погрешностям (до 34%), применение же модели турбулентного теплопереноса LMS в FlowVision позволяет существенно улучшить результаты расчётов для данного класса задач и достичь погрешности не более 8%.

На рисунке 4 приведена зависимость турбулентного числа Прандтля от радиальной координаты для сечения трубы $z = 2450$ мм. Кривая построена на основе данных, вычисленных с помощью ПК FlowVision и модели LMS. Из рисунка видно, что турбулентное число Прандтля имеет переменное значение и значительно превышает величину 0,9, используемую по умолчанию в коммерческих CFD ПК.

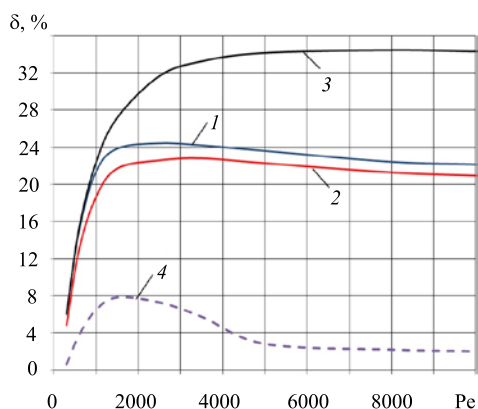


Рис. 3. Погрешность расчёта средней температуры на выходе из трубы по программам FlowVision (кривая 1), STAR-CCM+ (2), ANSYS CFX (3), FlowVision с LMS (4)

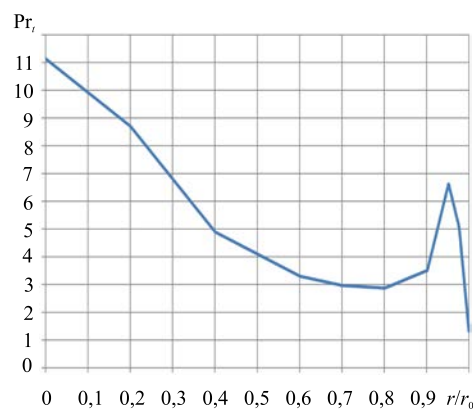


Рис. 4. Зависимость турбулентного числа Прандтля от радиальной координаты

4. Верификация модели LMS на основе экспериментальных данных

4.1. Описание экспериментальной установки

Экспериментальные исследования проводились на натриевой установке TEFLU [6] (Рис. 5), состоящей из основной вертикальной трубы 1 (внутренний диаметр 110 мм) и решётки 2, подвижной в продольном направлении. Решётка содержала 158 сквозных отверстий диаметром $d = 7,2$ мм, расположенных в узлах треугольной сетки с шагом 8,2 мм. Отношение длины отверстия (толщины решётки) к его диаметру составляло 16,7. Центральная трубка 3 (диаметр 7,2 мм, длина 170 мм) с горячим натрием являлась двухстенной; кольцевой зазор между стенками содержал вакуум. Струя горячего жидкого натрия с заданными на входе 4 расходом и температурой, пройдя по центральной трубке, подавалась в основную трубу через центральное отверстие решётки и на выходе из него имела полностью развитый профиль скорости и равномерное распределение температуры. Одновременно с горячим натрием в систему через вход 5 поступал жидкий натрий с меньшей температурой, который создавал основной поток через отверстия решётки. На выходе из решётки поток и струя смешивались. Изменением расходов и температуры натрия добивались различных экспериментальных режимов течения на выходе из решётки.

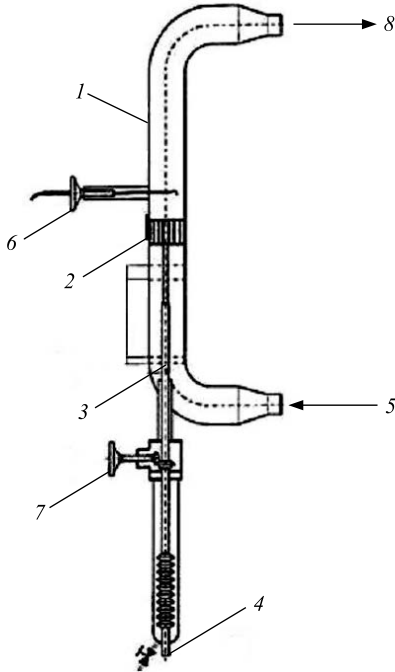


Рис. 5. Конструкция модели стенда: 1 – основная труба; 2 – решетка; 3 – трубка с горячим натрием; 4 – вход горячего натрия; 5 – вход основного потока натрия; 6 – измеритель; 7 – регулятор перемещения решетки в продольном направлении; 8 – выход потока натрия

Для определения скоростей и температур в контрольных точках применялся измерительный прибор 6, включающий электромагнитный расходомер и термопары типа хромель-алюмель. Данные снимались в радиальном направлении (поперёк потока) с точностью, которую обеспечивает измеритель — 0,1 мм. Посредством регулятора 7 решётка перемещалась в продольном направлении на расстояние от 10 до 500 мм относительно измерителя, что позволяло фиксировать температуры и скорости в продольном направлении для нормированных расстояний z/d от значений 1,4 до 70.

В результате экспериментальных исследований получены распределения скорости и температуры в направлении осей r и z . Измерения скорости выполнялись с пространственным

разрешением 5 мм, температуры — 0,5 мм.

В ходе эксперимента рассмотрены разные режимы течения. В зависимости от числа Фруда Fr_0 , которое обуславливает характер струи на входе в центральное отверстие, выделены три следующих режима: течение с вынужденной конвекцией, переходное течение и течение со свободной конвекцией. Число Фруда

характеризует отношение сил инерции к силам плавучести и определяется по формуле: $Fr_0 = \frac{\rho_0 (\bar{U}_0^2 - \bar{U}_\alpha^2)}{g (\rho_\alpha - \rho_0) d}$,

где \bar{U}_0 , ρ_0 и \bar{U}_α , ρ_α , соответственно, средняя скорость и плотность горячей струи, средняя скорость и плотность основного потока натрия; g — ускорение свободного падения; d — диаметр центральной трубки.

Температура основного потока в трубе поддерживалась равной 300°C. В зависимости от режима течения температура натрия горячей струи изменялась в диапазоне от 325 до 375°C. Скорость в центральном отверстии варьировалась в пределах от 0,27 до 0,55 м/с (см. Табл. 1).

Таблица 1. Условия проведения эксперимента

Параметр	Течение со свободной конвекцией	Течение переходное	Течение с вынужденной конвекцией
Средняя скорость основного потока \bar{U}_α , м/с	0,10	0,10	0,05
Средняя температура основного потока \bar{T}_α , °C	300	300	300
Скорость горячей струи \bar{U}_0 , м/с	0,27	0,43	0,55
Температура горячей струи \bar{T}_0 , °C	375	325	330
Число Фруда, Fr_0	43,1	365	521
Значения осевой координаты z/d , в которой осуществлены измерения	3, 4, 6, 8, 12, 20, 30, 40		

Подача основного потока была необходима для того, чтобы не создавалось обратное течение. При отсутствии основного потока могут образоваться застойные зоны, в которых натрий будет охлаждаться за счёт потери тепла на стенке, и в результате возникнут вихревые структуры. Для того, чтобы предотвратить образование подобных зон, следовало поддерживать скорость основного потока не менее 0,05 м/с. При таких условиях проведения эксперимента за пределами центральной выходной струи вихревые потоки не зародятся, и профиль скорости останется однородным.

4.2. Численное моделирование теплогидравлических процессов

Для сравнения с данными экспериментальных исследований, полученными на стенде TEFLU, выполнено численное моделирование теплогидравлических процессов, протекающих в жидком натрии при перемешивании разнотемпературных струй. Вычисления осуществлялись в CFD ПК FlowVision с использованием стандартной $k-\varepsilon$ модели турбулентности (см. [12], стр. 89) и пристеночных функций FlowVision [13]. Рассматривались два подхода к описанию турбулентного теплопереноса: с заданием постоянного турбулентного числа Прандтля ($Pr_t = 1$) и с вычислением переменного турбулентного числа Прандтля в рамках модели LMS.

Расчётная геометрическая модель (Рис. 6) представляла собой сектор трубы с углом $\varphi = 4^\circ = 0,07$ рад. На входной границе очерчена окружность, соответствующая внутреннему сечению «горячей» трубки.

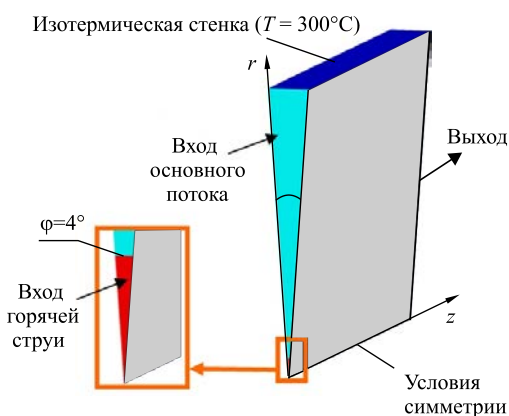


Рис. 6. Расчетная геометрическая модель и граничные условия

Входные значения скорости и температуры для горячей струи и основного потока заданы постоянными в соответствии с условиями проведения эксперимента (см. Табл. 1); прочие граничные условия также показаны на рисунке 6.

Расчёты проводились на нескольких сетках, имеющих разную величину шага. Ниже обсуждаются результаты, полученные на равномерной сетке $280 \times 70 \times 1$, соответственно, с числом разбиений по z, r, φ для названных выше трёх режимов течения. Результаты при более подробных сетках, практически не отличаются от приводимых.

Распределение скорости и температуры вдоль оси z (см. Рис. 6) для режима течения со свободной конвекцией представлены на рисунках 7, 8. Радиальное распределение температуры показано на рисунке 9. Как видно из графиков, при использовании в ПК FlowVision модели LMS расчётные температурные кривые

практически совпадают с экспериментальными. При этом максимальная приведённая (отнесённая к разности значений входной температуры горячей и холодного потоков) погрешность вычисления температуры без LMS составляет 4%, с LMS — менее 1%, значение средней приведённой погрешности продольного распределения температуры без LMS — 2%, с LMS — менее 1%.

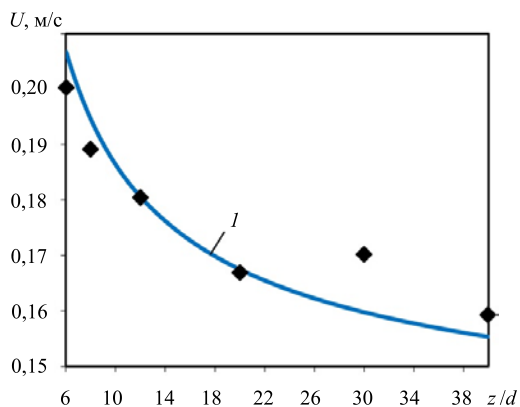


Рис. 7. Течение со свободной конвекцией – осевое распределение скорости натрия U : расчётное (кривая 1); экспериментальное (♦)

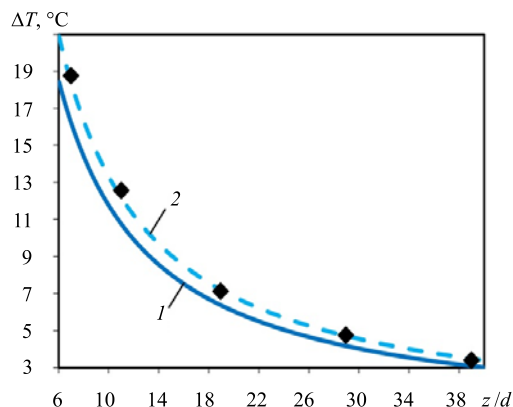


Рис. 8. Течение со свободной конвекцией – осевое распределение температуры: расчётное без LMS (кривая 1) и с LMS (2); экспериментальное (♦). ΔT – перепад между осевой температурой и температурой основного потока

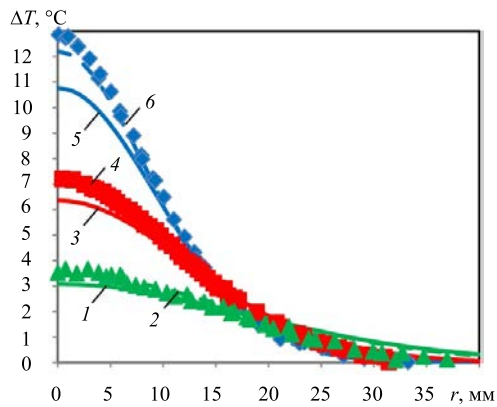


Рис. 9. Течение со свободной конвекцией – радиальное распределение температуры, расчётное без LMS (кривые 1, 3, 5) и с LMS (кривые 2, 4, 6) на различном расстоянии от входа горячего натрия, z/d : 39 (кривые 1, 2), 19 (3, 4), 11 (5, 6) и экспериментальное распределение температуры в этих же в сечениях z/d : 39 (▲), 19 (■), 11 (◆). ΔT – перепад между радиальной температурой и температурой основного потока

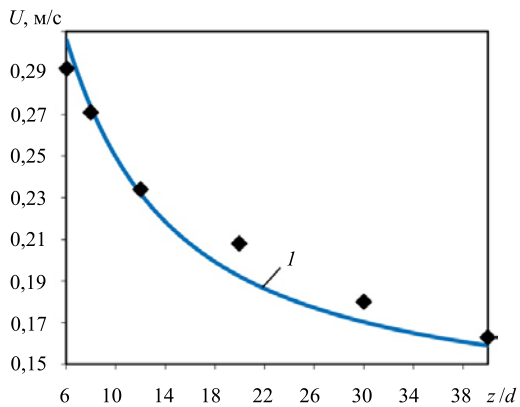


Рис. 10. Переходное течение – осевое распределение скорости натрия U : расчётное (кривая 1), экспериментальное (◆)

Аналогично течению со свободной конвекцией на рисунках 10–12 приведены распределения скорости и температуры для переходного режима. На начальном участке наблюдаются завышенные значения температуры при использовании модели LMS, при этом приведённая погрешность составляет 5% (при $z/d = 7$). На участке $z/d > 7$ результаты расчёта температуры практически одинаковы с экспериментальными. Несовпадение в точке $z/d = 7$, при хорошем согласовании на остальном интервале, может быть связано с погрешностью измерения температуры. Максимальная приведённая погрешность температуры при расчётах без LMS составляет 3%, с LMS (за исключением $z/d = 7$) — менее 1%, средняя приведённая погрешность продольного распределения температуры без LMS — 2%, с LMS — менее 1%.

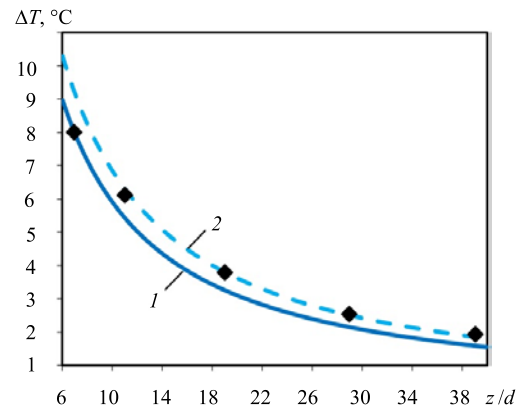


Рис. 11. Переходное течение – осевое распределение температуры: расчётное без LMS (кривая 1) и с LMS (2); экспериментальное (◆). ΔT – перепад между осевой температурой и температурой основного потока

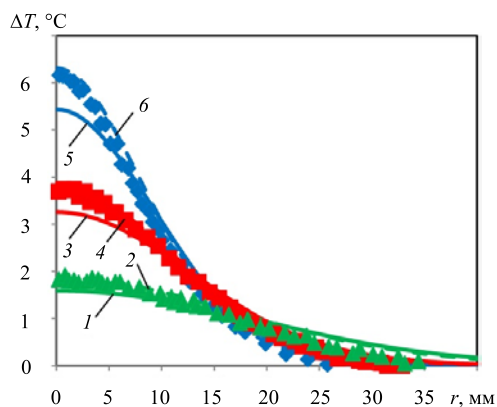


Рис. 12. Переходное течение – радиальное распределение температуры, расчётное без LMS (кривые 1, 3, 5) и с LMS (кривые 2, 4, 6) на различном расстоянии от входа горячего натрия, z/d : 39 (кривые 1, 2), 19 (3, 4), 11 (5, 6) и экспериментальное распределение температуры в этих же сечениях z/d : 39 (▲), 19 (■), 11 (◆). ΔT – перепад между радиальной температурой и температурой основного потока

На рисунках 13–16 результаты, полученные в ПК FlowVision с использованием модели LMS для режима течения с вынужденной конвекцией, сравниваются с соответствующими результатами, рассчитанными с помощью различных CFD ПК. Численное моделирование в ПК ANSYS CFX (при $Pr_t = 0,9$), в Fluent (при $Pr_t = 0,85$) и в Star-CD (при $Pr_t = 0,9$) выполнялось на основе стандартной $k-\epsilon$ модели турбулентности и аналогии Рейнольдса [4, 14, 15].

Вычисленные значения температуры наилучшим образом согласуются с экспериментом при применении модели LMS в обоих сечениях (см. рисунки 15 и 16). При этом средняя приведённая погрешность продольного распределения температуры для FlowVision без LMS составляет 3%, FlowVision с LMS — 1%, ANSYS CFX — 4%, Fluent — 5%, Star-CD — 4% (см. Табл. 2).

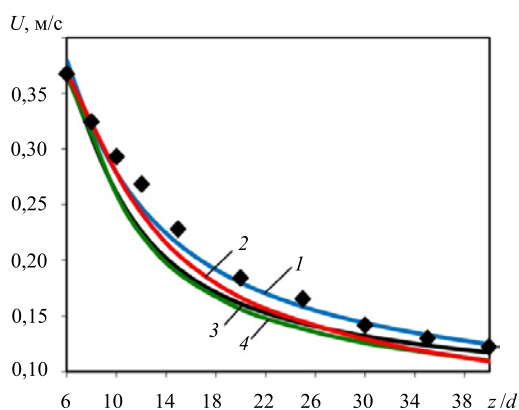


Рис. 13. Течение с вынужденной конвекцией – осевое распределение скорости натрия U , рассчитанное в ПК FlowVision с LMS (кривая 1), Star-CD (2), ANSYS CFX (3), Fluent (4); экспериментальное распределение (♦)

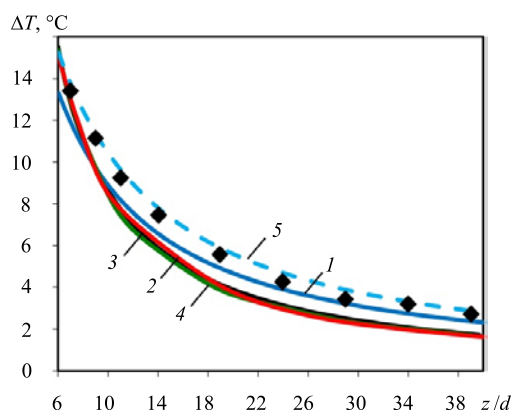


Рис. 14. Течение с вынужденной конвекцией – осевое распределение температуры, рассчитанное в ПК FlowVision без LMS (кривая 1), Star-CD (2), ANSYS CFX (3), Fluent (4), FlowVision с LMS (5); экспериментальное распределение (♦). ΔT – перепад между осевой температурой и температурой основного потока

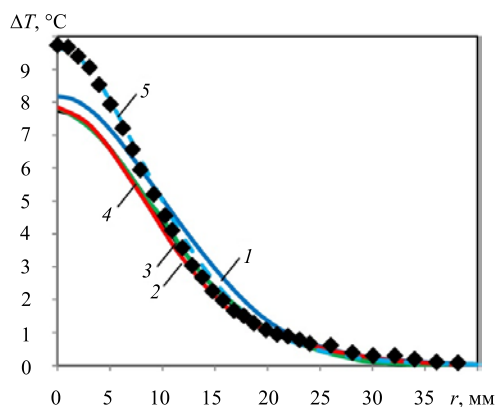


Рис. 15. Течение с вынужденной конвекцией – радиальное распределение температуры, рассчитанное ПК FlowVision без LMS (кривая 1), Star-CD (2), ANSYS CFX (3), Fluent (4), FlowVision с LMS (5); экспериментальное распределение (♦) при $z/d=11$. ΔT – перепад между радиальной температурой и температурой основного потока

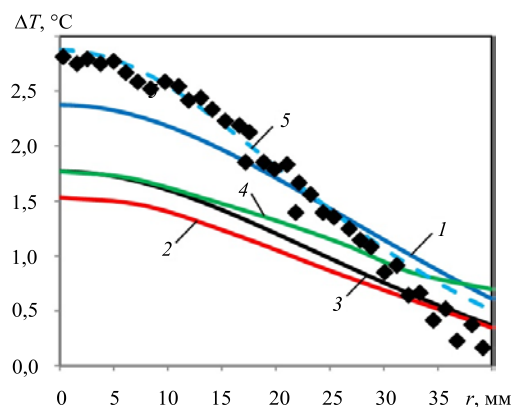


Рис. 16. Течение с вынужденной конвекцией – радиальное распределение температуры, рассчитанное в ПК FlowVision (1) без LMS, Star-CD (2), ANSYS CFX (3), Fluent (4), FlowVision с LMS (5); экспериментальное распределение (♦) при $z/d=39$. ΔT – перепад между радиальной температурой и температурой основного потока

Таблица 2. Сравнительный анализ результатов, полученных в различных CFD ПК для течения с вынужденной конвекцией

Название CFD программного комплекса	Максимальная относительная приведённая погрешность вычисления температуры, %	
	Осевой профиль	Радиальный профиль
FlowVision	5,0	5,0
FlowVision с LMS	1,5	1,5
ANSYS CFX	5,0	7,0
Fluent	6,0	7,0
Star-CD	5,5	7,0

5. Заключение

Рассмотрены существующие модели турбулентного теплопереноса. На основе их анализа разработана $k_0 - \varepsilon_0$ модель турбулентного переноса LMS. Модель учитывает изменение турбулентного числа Прандтля в пространстве и во времени, а также гравитационную анизотропию турбулентного теплового потока. Модель LMS реализована в CFD ПК FlowVision.

Для проверки модели LMS в ПК FlowVision выполнено численное моделирование течения натриевого теплоносителя в трубе с охлаждением и процессов перемешивания разнотемпературных потоков натриевого теплоносителя, экспериментально исследованных на стенде TEFLU. При применении модели

LMS для решения задачи течения натриевого теплоносителя в трубе результаты расчёта значительно приблизились к аналитическому решению, при этом погрешность вычислений составила не более 8%. Тестирование модели с использованием экспериментальных данных стенда TEFLU показало хорошее совпадение результатов. При этом относительная приведённая погрешность расчёта температуры для режимов течения со свободной и вынужденной конвекцией не превышает 1,5%, для переходного режима — 5%. Указанная погрешность расчёта температуры для переходного течения была определена для одной точки — $z/d=7$, и может быть связана с погрешностью измерения. Без учета этого участка относительная приведённая погрешность расчёта температуры не превышает 1%.

Кросс-верификация показала, что данные, полученные в ПК FlowVision с включением модели LMS, лучше согласуются с аналитическими и экспериментальными результатами, чем найденные с помощью других программных комплексов.

Таким образом, реализованная в CFD ПК FlowVision модель LMS учитывает специфику теплопереноса в натриевом теплоносителе и позволяет предсказывать распределение температуры при перемешивании разнотемпературных потоков в реакторе на быстрых нейтронах.

Литература

1. Roelofs F., Gopala V.R., Van Tichelen K., Cheng X., Merzari E., Pointer W.D. Status and future challenges of CFD for liquid metal cooled reactors // Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Safe Technologies and Sustainable Scenarios. FR13, Paris, France, March 4-7, 2013. – 11 p.
2. Grotzbach G. Challenges in simulation and modeling of heat transfer in low-Prandtl number fluids // The 14th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics. NURETH-14, Toronto, Canada, September 25-29, 2011. – 33 p.
3. Grotzbach G., Carteciano L.N. Validation of turbulence models in the computer code FLUTAN for free hot sodium jet in different buoyancy flow regimes. – Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, FZKA 6600, 2003. – 34 p.
4. Wolters J. Benchmark Activity on the TEFLU Sodium Jet Experiment. – Forschungszentrum Jülich GmbH, FZJ, 2002. – 66 p.
5. Зайцев А.М., Семенов В.Н., Швецов Ю.Е. Математическое моделирование смешения разнотемпературных струй методом CABARET // Вычисл. мех. сплош. сред. – 2013. – Т. 6, № 4. – С. 430-437. DOI
6. Knebel J.U., Krebs L., Muller U., Axcell B.P. Experimental investigation of a confined heated sodium jet in a co-flow // J. Fluid Mech. – 1998. – Vol. 368. – P. 51-79. DOI
7. Sommer T.P., So R.M.C., Lai Y.G. A near-wall two-equation model for turbulent heat fluxes // Int. J. Heat Mass Tran. – 1992. – Vol. 35, no. 12. – P. 3375-3387. DOI
8. Nagano Y., Kim C. A two-equation model for heat transport in wall turbulent shear flows // J. Heat Transfer. – 1988. – Vol. 110, no. 3. – P. 583-589. DOI
9. Launder B.E. On the effects of a gravitational field on the turbulent transport of heat and momentum // J. Fluid Mech. – 1975. – Vol. 67, no. 3. – P. 569-581. DOI
10. РБ-075-12 Руководство по безопасности. Расчетные соотношения и методики расчета гидродинамических и тепловых характеристик элементов и оборудования ядерных энергетических установок с жидкометаллическим теплоносителем, 2012.
11. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
12. Wilcox D.C. Turbulence modeling for CFD. – DCW Industries, Inc., 1994. – 460 p.
13. Жлуктов С.В., Аксёнов А.А., Харченко С.А., Москалёв И.В., Сушко Г.Б., Шишаева А.С. Моделирование отрывных течений в программном комплексе FlowVision-HPC // Вычислительные методы и программирование. – 2010. – Т. 11, № 1. – С. 234-245.
14. Осипов С.Л., Рогожкин С.А., Фадеев И.Д. Сопоставление результатов теплогидравлических расчетов по CFD кодам с данными бенчмарк-эксперимента TEFLU // Научно-техническая конференция Теплофизика-2011: Сб. докладов, Обнинск, 19-21 октября 2011 г. – Обнинск: ГИЦ РФ-ФЭИ, 2013. – Т. 2. – С. 377-390.
15. Buono S., Maciocco L., Morean V., Sorrentino L. CFD Simulation of a Heated Round Jet of Sodium (TEFLU Benchmark). – CRS4-Technical Report 00/86, 2001. – 20 p.

References

1. Roelofs F., Gopala V.R., Van Tichelen K., Cheng X., Merzari E., Pointer W.D. *Int. Conf. on Fast Reactors and Related Fuel Cycles: Safe Technologies and Sustainable Scenarios. FR13, Paris, France, March 4-7, 2013. 11 p.*
2. Grotzbach G. *The 14th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics. NURETH-14, Toronto, Canada, September 25-29, 2011. 33 p.*
3. Grotzbach G., Carteciano L.N. *Validation of turbulence models in the computer code FLUTAN for free hot sodium jet in different buoyancy flow regimes.* Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe, FZKA 6600, 2003. 34 p.
4. Wolters J. *Benchmark Activity on the TEFLU Sodium Jet Experiment.* Forschungszentrum Jülich GmbH, FZJ, 2002. 66 p.
5. Zaitsev A.M., Semenov V.N., Shvetsov Yu.E. Simulation of mixing different temperature jets using CABARET method. *Vycisl. meh. splos. sred – Computational Continuum Mechanics*, 2013, vol. 6, no. 4, pp. 430-437. DOI
6. Knebel J.U., Krebs L., Muller U., Axcell B.P. Experimental investigation of a confined heated sodium jet in a co-flow. *J. Fluid Mech.*, 1998, vol. 368, pp. 51-79. DOI
7. Sommer T.P., So R.M.C., Lai Y.G. A near-wall two-equation model for turbulent heat fluxes. *Int. J. Heat Mass Tran.*, 1992, vol. 35, no. 12, pp. 3375-3387. DOI

8. Nagano Y., Kim C. A two-equation model for heat transport in wall turbulent shear flows. *J. Heat Transfer*, 1988, vol. 110, no. 3, pp. 583-589. DOI
9. Launder B.E. On the effects of a gravitational field on the turbulent transport of heat and momentum. *J. Fluid Mech.*, 1975, vol. 67, no. 3, pp. 569-581. DOI
10. RB-075-12 Manual for safety. *Calculated correlations and methods of analysis hydrodynamic and thermal characteristic for element and equipment nuclear power system with liquid metal*, 2012.
11. Isachenko V.P., Osipova V.A., Sukomel A.S. *Теплопередача* [Heat transfer]. Moscow: Energoizdat, 1981. 416 p.
12. Wilcox D.C. *Turbulence modeling for CFD*. DCW Industries, Inc., 1994, 460 p.
13. Zhluktov S.V., Aksenov A.A., Kharchenko S.A., Moskalev I.V., Sushko G.B., Shishaeva A.S. Modeling of separated flows in CFD software FlowVision-HPC. *Numerical Methods and Programming*, 2010, vol. 11, no. 1, pp. 234-245.
14. Osipov S.L., Rogozhkin S.A., Fadeev I.D. *Scientific and Technical Conference Thermal physics-2011, 19-21 October 2011, Obninsk, FEU, 2013. Part 2*, pp. 377-390.
15. Buono S., Maciocco L., Morean V., Sorrentino L. *CFD Simulation of a Heated Round Jet of Sodium (TEFLU Benchmark)*. CRS4, Technical Report 00/86, 2001. 20 p.

Поступила в редакцию 01.07.2014; опубликована в электронном виде 10.10.2014

Сведения об авторах

Рогожкин Сергей Александрович, зам. нач., Открытое акционерное общество «Опытное Конструкторское Бюро Машиностроения им. И.И. Африкантова» (ОАО «ОКБМ Африкантов»), 603074, Н. Новгород, Бурнаковский проезд, д. 15; e-mail: birbraer@okbm.nnov.ru

Аксенов Андрей Александрович, кфмн, техн. дир., Общество с ограниченной ответственностью «ТЕСИС» (ООО «ТЕСИС»), 127083, Москва, ул. Юннатов, д. 18; e-mail: info@tesis.com.ru

Жлуктов Сергей Васильевич, кфмн, нач. гр., ООО «ТЕСИС»; e-mail: sz@tesis.com.ru

Осипов Сергей Леонидович, ктн, нач. подразд., ОАО «ОКБМ Африкантов»; e-mail: osipovsl@okbm.nnov.ru

Сазонова Марина Леонидовна, кфмн, спец. центра технической поддержки программных продуктов, ООО «ТЕСИС»; e-mail: ms@flowvision.ru

Фадеев Илья Дмитриевич, инж.-констр. I категории, ОАО «ОКБМ Африкантов»; e-mail: birbraer@okbm.nnov.ru

Шепелев Сергей Федорович, ктн, гл. констр. проекта БН-1200, ОАО «ОКБМ Африкантов»; e-mail: shepelev@okbm.nnov.ru

Шмелев Владимир Васильевич, рук. центра технической поддержки программных продуктов, ООО «ТЕСИС»; e-mail: shvv@flowvision.ru