

Безопасность хранения отходов. Большая длительность кампании РДНС и исключение из топлива при переработке только продуктов деления по существу реализуют режим трансмутации наиболее опасных элементов для долговременного хранения (^{237}Np , ^{241}Am , ^{242}Cm) в ходе рециклинга, если после определенного цикла кампаний удалять эти нуклиды. Если не удалять, то реализуется режим возврата к активности исходного топлива. Предпосылкой реализации такой возможности является стабильность содержания ^{241}Am уже в ходе одной кампании и достижение стабильного уровня ^{237}Np после 4—5 циклов кампаний без существенного их влияния на размножающие свойства реактора.

Экономические оценки. Были рассчитаны потребности в природном уране, тории и разделительной работе, а также объем переработки отработавшего топлива в варианте полного обеспечения к концу XXI века энергией, производимой на АЭС с данными реакторами. Потребность в природном уране и разделительной работе рассчитывали для реактора, работающего в режиме динамического нагружения твэлов. При равной мощности с вариантом [5] для РДНС потребуется в 3—5 раз меньше природного урана, уменьшится потребность в разделительной работе в 10 раз, в 2,5 раза сократится объем переработки отработавшего топлива. Данные не оптимизированы, но и в этом случае около 25—35% АЭС могут быть построены за счет сокращения указанных работ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Стратегия** развития атомной энергетики России в первой половине XXI века. Основные положения. Министерство Российской Федерации по атомной энергии. М., 2000. 36 с.
2. **Котов В.М., Тихомиров Л.Н.** Способ воспроизводства делящихся веществ в ядерном реакторе на тепловых нейтронах. Решение о выдаче предварительного патента Республики Казахстан по заявке на изобретение № 2002/0334.1 от 21 марта 2002 г.
3. **Котов В.М.** Способ воспроизводства делящихся веществ в ядерном реакторе. Решение о выдаче предварительного патента Республики Казахстан по заявке на изобретение № 2002/0043.1 от 16 января 2002 г.
4. **Галанин А.Д.** Введение в теорию ядерных реакторов на тепловых нейтронах. М.: Энергоатомиздат, 1984, с. 350—358.
5. **Пономарев-Степной Н.Н., Алексеев П.Н., Давиденко В.Д. и др.** Сравнение направлений развития ядерной энергетики в XXI в. на основе расчетов материальных балансов. — Атомная энергия, 2001, т. 91, вып. 5, с. 331—336.

Поступила в Редакцию 20.12.02

УДК 621.039

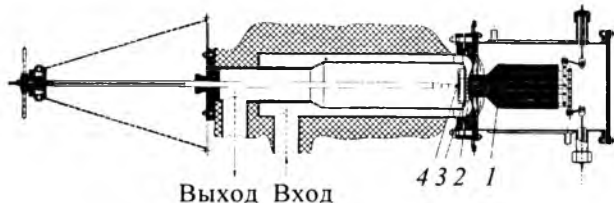
СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ БЕНЧМАРК-ЭКСПЕРИМЕНТА ПО ТЕПЛОГИДРАВЛИКЕ МОДЕЛИ МИШЕНИ УСКОРИТЕЛЬНО-УПРАВЛЯЕМОЙ СИСТЕМЫ

*Сорокин А.П., Богословская Г.П., Михин В.И., Марцинюк С.С., Яровицин В.В.
(ГНЦ РФ — ФЭИ им. А.И. Лейтунского)*

Бенчмарк-эксперимент по теплообмену в модели мишени ускорительно-управляемой системы был проведен в рамках совещания Международной рабочей группы по теплогидравлике усовершенствованных ядерных реакторов Междуна-

родной ассоциации гидравлических исследований, которое состоялось 17—19 июля 2001 г. в Обнинске на базе ФЭИ. Задание на его проведение было подготовлено специалистами ГНЦ РФ — ФЭИ с использованием экспериментальных данных, полученных на модели мишени ускорительно-управляемой системы [1]. В эксперименте приняли участие три группы специалистов — из Японии [2], Испании [3] и Китая [4]. Немного позднее были выполнены расчеты специалистами Италии [5], результаты которых также учтены в настоящей работе.

Условия и результаты экспериментов. Для проведения исследований была создана модель, которая представляет собой осесимметричную конструкцию (рис. 1), установленную на жидкометаллическом стенде АР-1. Теплоноситель подается снизу вверх в горизонтальный внешний кольцевой канал, поворачивается, ударяясь о поверхность мембраны, и уходит через профилированную входную решетку во внутренний канал (трубу), возвращаясь через расположенный в нижней части патрубков на вход циркуляционного насоса.

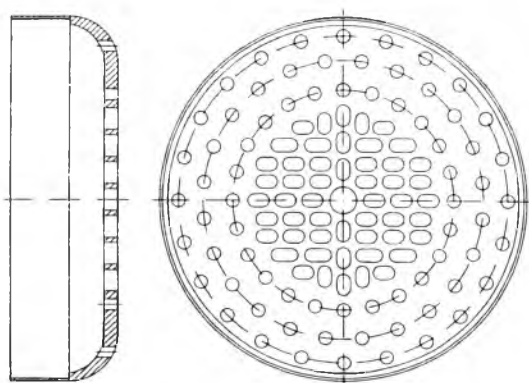


Р и с. 1. Продольный вид тепловой модели мишени: 1 — медный блок с нихромовыми нагревателями; 2 — мембрана мишени; 3 — решетка с профилирующими отверстиями; 4 — термопарный зонд

Мембрана представляет собой фигурную тонкостенную пластину, изготовленную из нержавеющей стали толщиной 1,5 мм. Тепловой поток на поверхности мембраны создается с помощью медного стержня диаметром 65 мм, торец которого припаян серебром к поверхности мембраны. Стержень нагревается методом теплового клина. Нагревательный блок представляет собой медную болванку диаметром 130, длиной 200 мм, в которой просверлены 19 отверстий диаметром 19 и глубиной 165 мм. В отверстия блока вставляются керамические втулки диаметром 19 мм из оксида магния с четырьмя отверстиями под спирали диаметром 4 мм. Спирали изготовлены из нихромовой проволоки диаметром 1,2 мм и включаются по схеме последовательного или параллельного соединения. Нагревательный блок находится в камере, заполненной гелием, который улучшает работу нагревателей ввиду высокой теплопроводности и предотвращает окисление медного блока при повышенной температуре. Исследования проводили на эвтектическом натрий-калиевом сплаве в качестве теплоносителя, имеющем близкое значение числа Прандтля с эвтектическим свинцово-висмутовым сплавом.

В процессе проведения экспериментальных исследований измеряли следующие параметры: входную и выходную температуру потока, расход теплоносителя, энерговыделение, тепловой поток в нагревателе, подводимый к мембране, переменную по радиусу температуру мембраны со стороны потока, переменную по радиусу и длине проточной части центральной трубы и в пространстве между мембраной и профилирующей решеткой температуру потока, пульсации температуры в мембране и потоке теплоносителя.

Распределение температуры по диаметру центральной трубы измеряли в двух направлениях: вертикальном и горизонтальном с помощью подвижного термопарного зонда. Термопарный зонд представляет собой две термопарные гребенки,



Р и с. 2. Профилирующая решетка

расположенные напротив соответствующих отверстий профилирующей решетки (рис. 2). Термопарным зондом измеряли мгновенную температуру теплоносителя в поперечных сечениях внутреннего канала мишени, расположенных в 15, 20, 40, 60, 80, 100, 150, 200, 250, 300 мм по оси симметрии мишени от наружной поверхности мембраны, а также в пространстве между мембраной и профилирующей решеткой. Наблюдался узкий «факел» высокотемпературного теплоносителя, движущегося от мембраны по оси внутреннего канала, отмечены значительные пульсации температуры теплоносителя.

Переменную по радиусу температуру вблизи поверхности мембраны со стороны потока измеряли с помощью подвижной термопары, расположенной в капилляре диаметром 0,6 мм. Термопара перемещалась по диаметру обогреваемой площади в специальном канале, выполненном на поверхности мембраны со стороны теплоносителя. Была получена мгновенная температура поверхности мембраны, характеризующаяся высоким уровнем пульсаций.

Измерения проводили с помощью системы автоматического сбора и обработки данных.

Коды и модели турбулентности, использованные в тестовых расчетах (табл. 1) [2—7]. Наряду с трехмерной [2, 3] использовали двумерную аппроксимацию задачи, предполагающую аксиальную симметрию системы [3—6]. Трехмерное моделирование задачи выполнено с помощью кодов AQUA [2] и FLUENT [2, 3]. При решении задачи с помощью кода AQUA японские специалисты использовали алгебраическую модель турбулентных напряжений (ASM) [2]. Эту модель применяли для решения уравнений количества движения и энергии. Модель содержит уравнение для среднеквадратичных пульсаций температуры, что дало возможность получить расчетные пульсации температуры теплоносителя и сравнить их с экспериментальными значениями. В случае кода FLUENT использовали модель турбулентных напряжений Рейнольдса (RSM) для решения уравнений количества движения. При решении уравнения энергии была применена аналогия Рейнольдса для переноса тепла с турбулентным числом Прандтля, равным 0,85.

Расчеты с помощью кодов FLUENT и STAR-CD испанская группа проводила с применением k — ε -модели турбулентности RNG [3] (эта модель выведена методом ренормализационного группового анализа). Адаптированную в коде PHOENICS модель прямого численного моделирования крупных вихрей (LVEL) использовали в расчетах [4]. Все шесть имеющихся в коде ANSYS (часть FLOTTRAN) моделей турбулентности применяла в расчетах итальянская группа, однако представлены только результаты, полученные с помощью модели турбулентности RNG [5]. В расчетах испанской группы, выполненных с помощью кода FLUENT, моделировалась часть медного блока с нагревателями, создающими объемное энерговыделение. В случае кода STAR-CD генерацию тепла моделировали заданием источников

Таблица 1. Коды и модели, использованные при выполнении тестовых расчетов

Код	Размерность	Модель		Исследователи
		турбулентности	геометрии	
ANSYS, версия 5.7.1	Двумерный	RNG $k-\varepsilon$	Решетка с отверстиями	В.И. Михин ¹ , В. Марчелло ² [5]
PHOENICS 3.2	То же	LVEL	Модель пористой среды	Н. Чен ³ [4]
FLUENT, версия 5.5 [6]	Трехмерный	$k-\varepsilon$	То же	А. Пена ⁴ , А. Кастро ⁵ [3]
STAR-CD [5]	Двумерный	RNG $k-\varepsilon$	»	То же
AQUA	Трехмерный	ASM	Трехмерная	Т. Таката, А. Ямагучи ⁶ , А. Хишимото ⁷ [2]
FLUENT, версия 4.8	То же	RSM	Двумерная	То же

¹ГНЦ РФ — ФЭИ им. А.И. Лейпунского; ²Итальянское агентство по энергии, новым технологиям и окружающей среде; ³Китайский институт атомной энергии; ⁴Университет страны Басков, Испания; ⁵LAECA, Сарагосса, Испания; ⁶Японский институт исследований ядерного топливного цикла; ⁷Корпорация NDD, Япония.

объемного энерговыделения внутри мембраны. Во всех остальных расчетах энерговыделение моделировали заданием равномерного теплового потока на поверхности мембраны. В расчетах итальянской группы на поверхности мембраны, находящейся в контакте с теплоносителем, задавался равномерный тепловой поток. То же самое было сделано в расчетах [4], выполненных с помощью кода PHOENICS.

Задавая постоянный тепловой поток на противоположной поверхности мембраны, японская группа решала одномерное уравнение теплопроводности в мембране. Такой подход предполагает, что перепад температуры по толщине мембраны мал по сравнению с изменением температуры на ее поверхности. Однако в рассматриваемом случае это неверно.

В большинстве расчетов профилирующую решетку моделировали как пористое тело. Такой подход приводит к равномерному распределению скорости за решеткой. В этом случае используемые модели турбулентности не могут воспроизвести большую интенсивность турбулентности за решеткой вследствие взаимодействия струй. Японские специалисты в расчетах с помощью кода FLUENT моделировали реальную трехмерную решетку с отверстиями. В расчетах по коду ANSYS профилирующую решетку моделировали как двумерную с отверстиями, имеющими то же суммарное проходное сечение и средний шаг, какие они есть в реальной решетке. Как и предполагалось, моделирование отверстий в профилирующих решетках влияет на моделирование взаимодействия струй и, как следствие этого, на генерирование турбулентности за решеткой.

Японскими специалистами длина расчетной области была принята равной 350 мм от центра мембраны. В расчетах с помощью кода FLUENT был применен полусекторный анализ геометрии канала и полносекторный в расчетах по коду AQUA [2].

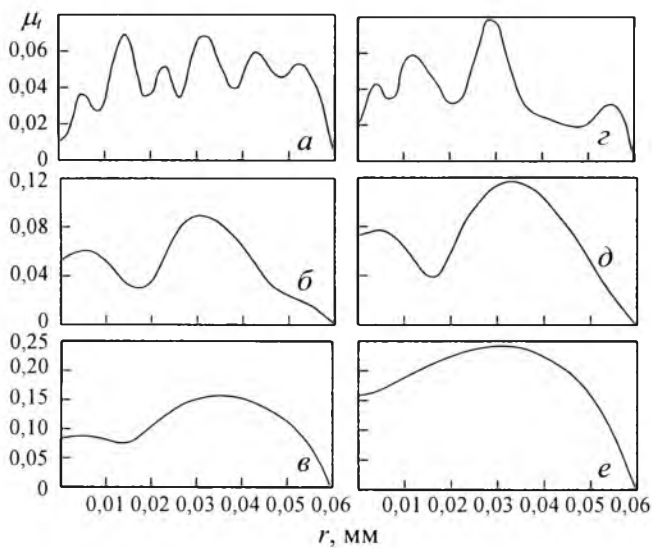
В трехмерных расчетах по коду FLUENT испанские специалисты моделировали весь канал, включая входной и выходной патрубки. Значительно упрощенную геометрическую модель профилирующей решетки, отличающуюся от действительной в области расположения мембраны, использовали испанские специалисты в расчетах с помощью кода STAR-CD [5].

В расчетах итальянскими специалистами вход и выход в моделируемый канал были удалены от мембраны на расстояние 350 мм. В расчетах по методу конечных элементов использовали две различные расчетные сетки (грубую и тонкую). Результаты оказались почти не зависящими от сетки.

Результаты расчетов (табл. 2) (рис. 3—6). Радиальное распределение скорости и турбулентной вязкости, рассчитанное итальянской группой, дает общее представление о характере течения за профилирующей решеткой. Сильно нерегулярное распределение скорости вблизи решетки быстро становится регулярным с увеличением расстояния от профилирующей решетки. Большая турбулентная вязкость, обусловленная взаимодействием струй, которая в 100 раз больше молекулярной вязкости, объясняет такое распределение скорости (рис. 3).

Таблица 2. Экспериментальная и расчетная температура на поверхности мембраны

Расстояние от оси мембраны, мм	Экспериментальные данные	FLUENT, версия 5.5	STAR-CD	AQVA		FLUENT, версия 4.8	PHOENICS 3.2	ANSYS, версия 5.7.1
+30	11,8	72,9	143,6	73,0	70,8	57,4	68,6	67,4
+25	138,8	81,9	139,2	87,5	82,6	65,3	70,0	81,2
+20	119,8	86,9	125,1	98,0	89,1	72,2	78,2	89,6
+15	114,2	106	114,7	103,0	94,1	76,1	87,0	97,4
+10	108,4	107	109,6	107,0	95,1	85,1	99,8	110,4
+5	132,5	113	106,6	114,0	104,8	92,3	111,1	130,0
0	133,1	126	101,8	126,9	116,9	111,5	119,0	170,9
-5	121,3	123	106,6	112,3	102,6	92,1		
-10	106,7	112	109,6	104,4	94,0	80,2		
-15	110,3	104	114,7	101,2	93,7	76,3		
-20	104,4	112	125,1	94,4	88,7	69,3		
-25	131,5	86,9	139,2	85,7	82,5	63,1		
-30	138,1	76,9	143,6	72,1	70,8	56,8		



Экспериментальные данные указывают на немонотонное изменение с увеличением температуры поверхности мембраны в направлении к ее периферии (рис. 4). Большинство расчетов указывает на монотонное уменьшение температуры в этом направлении. Противоположный харак-

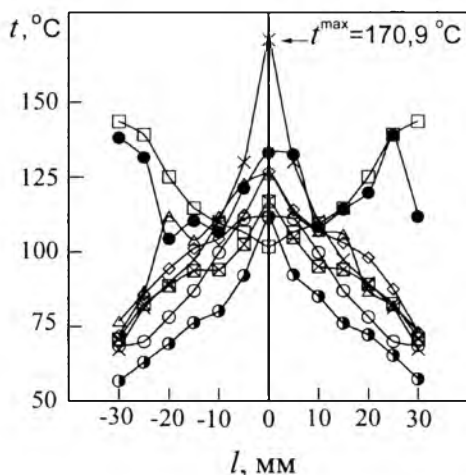
Р и с. 3. Профиль турбулентной вязкости во внутренней трубе на расстоянии от мембраны 0,023 (а), 0,1 (б), 0,2 (в), 0,48 (г), 0,15 (д), 0,35 мм (е)

тер поведения температуры получен испанскими специалистами в расчетах с помощью кода STAR-CD. Такое изменение температуры мембраны может быть объяснено особенностью моделирования геометрии канала и энерговыделения в расчетах с помощью кода STAR-CD. Расчетная температура на оси мембраны за исключением результатов по коду ANSYS меньше экспериментальной (см. рис. 4). Более высокая температура в центре мембраны в расчетах по коду ANSYS по сравнению с экспериментальной может быть объяснена принятым при расчете граничным условием, предполагающим постоянство теплового потока на омываемой теплоносителем поверхности мембраны.

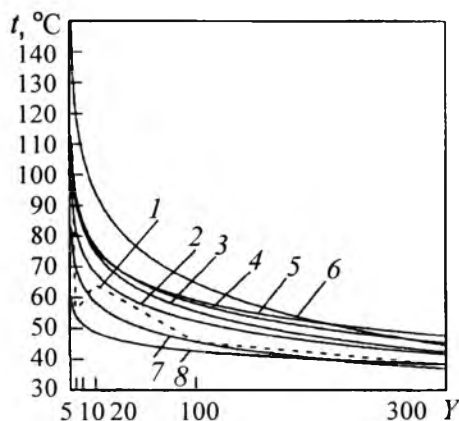
Значительное различие расчетной и экспериментальной температуры на периферии мембраны можно объяснить прежде всего нерегулярностью теплового потока в реальных условиях. Высокая теплопроводность материала тепловыделяющего блока в сравнении с теплопроводностью материала мембраны может быть одной из причин такой нерегулярности теплового потока. Для более реалистичного моделирования теплопередачи в модели мишени часть греющего блока должна быть включена в расчетную область. Другой возможной причиной расхождения расчетной и экспериментальной температуры мембраны (перепад температуры по толщине мембраны составляет около 85 °C) могло быть то, что фактически в эксперименте измеряли температуру в канавке с микротермопарой на расстоянии 0,2 мм от поверхности мембраны, а не температуру поверхности мембраны как таковой.

Таким образом, значительное расхождение расчетного распределения температуры на поверхности мембраны можно объяснить различием подходов, используемых в расчетах при моделировании профилирующей решетки и генерирования тепла.

Расчеты показывают монотонное уменьшение температуры теплоносителя на оси канала, в то время как экспериментальное распределение имеет минимум в центральном отверстии распределительной решетки (рис. 5). Тем не менее за исключением точек на оси канала не наблюдается значительного различия между расчетным и экспериментальным радиальным распределением темпе-



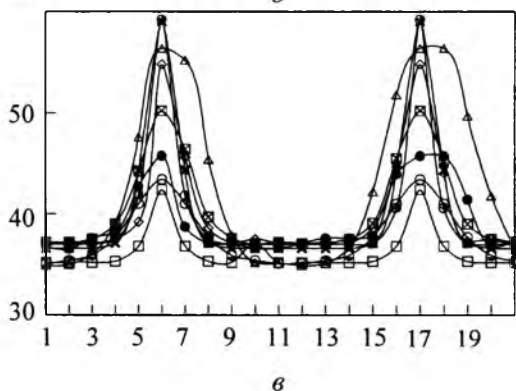
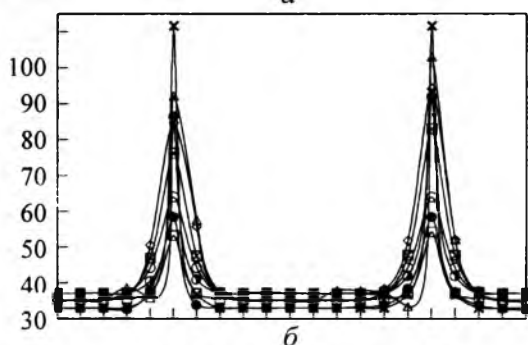
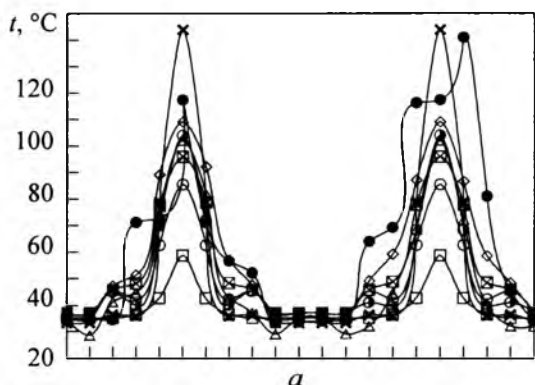
Р и с. 4. Измеренное (●) и рассчитанное с помощью кода FLUENT RNG (△), STAR-CD (□), AQUA-TM (◇), AQUA-ASM (⊠), FLUENT RSM (●), PHOENICS 3.2 (○), ANSYS, версия 5.7.1 (×) распределение температуры на поверхности мембраны



Р и с. 5. Измеренное (1) и рассчитанное с помощью кода AQUA-ASM (2), AQUA-TM (3), FLUENT RNG (4), FLUENT RSM (5), ANSYS, версия 5.7.1 (6), PHOENICS 3.2 (7), STAR-CD (8) распределение температуры теплоносителя по оси модели мишени

ратуры теплоносителя. Неравномерность теплового потока в реальных условиях, приводящая к относительно низкой температуре в центральной точке мембраны, может быть причиной такого различия в точках на оси канала при $z \leq 80$ мм (z — расстояние от мембраны). Несимметричность реального течения во внутренней трубе, вероятно, является причиной различия распределений в поперечном сечении с $z \geq 100$ мм.

Пульсации температуры теплоносителя, рассчитанные японскими специалистами с помощью кода AQUA-TM, близки к экспериментальным вблизи поверхности мембраны (расстояние от поверхности мембраны 1 мм). Максимальные пульсации



Р и с. 6. Измеренное и рассчитанное с помощью разных кодов распределение температуры теплоносителя на расстоянии от головки центральной термопары до мембраны 1 (а), 10 (б), 100 мм (в) (обозначения кривых см. на рис. 4)

температуры на оси канала, полученные в эксперименте и расчетах, равны соответственно 7,8 и 9,5 °С. Однако расчетные данные для внутреннего канала значительно выше экспериментальных. Например, на расстоянии 10 мм от мембраны расчетная максимальная пульсация температуры (8,9 °С) примерно вдвое выше экспериментальной (3,6 °С) и примерно в 5 раз выше экспериментальной при расстоянии от мембраны 300 мм — 1,3 и 5,8 °С соответственно. В то время как экспериментальные значения пульсаций температуры уменьшаются с увеличением расстояния от мембраны, расчетные не зависят от этого расстояния.

Распределение температуры теплоносителя, полученное нашими специалистами с помощью кода ANSYS и японскими с помощью кода FLUENT, близко между собой (рис. 6). Разницу значений температуры на оси канала вблизи решетки легко объяснить различием в моделировании теплового потока в центральной точке мембраны. Распределение температуры мембраны также подобно, несмотря на то, что температура мембраны, рассчитанная японскими специалистами, намного ниже рассчитанной итальянской группой по коду ANSYS. Разница в значениях может быть объяснена ошибками в определении температуры мембраны

при допущенном предположении, что температура мембраны удовлетворяет одномерному уравнению теплопроводности. Это предположение справедливо, когда перепад температуры по толщине намного меньше изменения температуры на поверхности мембраны.

Результаты расчетов с помощью кода ANSYS представляют особый интерес по следующей причине. Только две модели турбулентности RNG и Zero Equation Turbulence Model воспроизвели генерирование турбулентной вязкости вследствие взаимодействия струй за решеткой. Остальные четыре модели турбулентности, имеющиеся в коде ANSYS, дали нулевые значения турбулентной вязкости почти во всем объеме внутренней трубы за исключением тонкого пристенного слоя.

Полученная испанскими специалистами значительная асимметрия распределения температуры даже в плоскости симметрии канала показывает, что, возможно, в их расчетах с помощью кода FLUENT не было достигнуто сходимости решения.

Заключение. Имеется значительное расхождение рассчитанного с помощью различных кодов распределения температуры мембраны и экспериментального. Для точного прогнозирования температуры мембраны нужны более точные подходы к моделированию профилирующей решетки и энерговыделения. Не наблюдается значительного различия между расчетной и экспериментальной температурой теплоносителя, за исключением ее значения на оси канала. Причиной такого различия значений на оси канала является, вероятно, отсутствие симметрии реального течения во внутренней трубе, так как симметричное состояние потока во внутренней трубе представляется крайне маловероятным. Участники бенчмарк-эксперимента исследовали большее число моделей турбулентности, используемых в расчетных кодах, чем представлено в табл. 2. Не все исследованные модели турбулентности генерировали турбулизацию потока вследствие взаимодействия струй за профилирующей решеткой.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Orlov Yu., Sorokin A., Bogoslovskaya G. e.a. Specification on benchmark problem «thermal experiments in the ADS target model». — In: Meeting of Intern. Working Group on Thermohydraulics of Advanced Nuclear Reactors, Obninsk, Russia, 17—19 July, 2001, p. 207—235.
2. Takata T., Yamaguchi A., Hachimoto A. Benchmark calculation of the thermal experiments in the ADS target model. — Ibid., p. 251—269.
3. Pena A., Castro A., Esteban G.A. e.a. Benchmark activities of UPV/EHU and LAESA concerning the TS-1 target system experiments. — Ibid., p. 236—250.
4. Chen H. Calculation results of the benchmark problem. — Ibid., p. 270.
5. Mikhin V.I., Marcxelo V. Results of Testing the ANSYS (part FLOTRAN) Code in the ADS-Target-Model Thermo-Hydraulics Calculations. ENEA, Italy (Bologna). December 2001.
6. STAR-CD, Version 3.1 User Manual. Computational Dynamics Limited, 1999.
7. FLUENT user's Guide. FLUENT Incorporated, 1999.