

Температурные поля твэлов с жидкометаллическим охлаждением

УДК 621.039.517.5

В. И. СУББОТИН, П. А. УШАКОВ, А. В. ЖУКОВ, В. Д. ТАЛАНОВ

Приводятся данные экспериментального и аналитического исследования температурных полей и теплоотдачи в активных зонах реакторов с шестигранными кассетами. Рассматриваются температурные поля твэлов, расположенных в центральной зоне и у плоских стенок кассеты. Даются некоторые сведения о перегревах оболочек твэлов под дистанционирующими ребрами. Описываются эффекты, связанные с перераспределением расходов теплоносителя по сечению кассеты в переходном от турбулентного к ламинарному режиму течения.

Оребрение твэлов активных зон и экранов реакторов с жидкометаллическим охлаждением приводит к определенным особенностям теплообмена. С одной стороны, оно может способствовать перемешиванию теплоносителя по сечению кассеты, что улучшает условия теплообмена, с другой, — ребра вызывают локальное увеличение температуры оболочек твэлов.

Проводились экспериментальные и аналитические исследования температурных полей твэлов, расположенных в шестигранных кассетах и омываемых жидкими металлами (натрием, сплавом натрия с калием). Исследовались как неоребранные, так и оребренные элементы. На рис. 1 представлены поперечные сечения рабочих участков, моделирующих активные зоны реакторов.

В каждой кассете можно выделить две категории твэлов, находящихся в неравноценных условиях с точки зрения охлаждения теплоносителем: твэлы центральной и периферийной зон. Твэлы центральной зоны кассеты окружены одинаковыми ячейками, в которых протекает одно и то же количество жидкости. Температурные поля неоребранных твэлов центральной зоны симметричны относительно 0, 30, 60° и т. д. Периферийные твэлы, расположенные у плоских стенок кассеты, неравномерно охлаждаются по периметру вследствие различной конфигурации окружающих их ячеек. В результате температура теплоносителя существенно изменяется по периметру периферийных элементов.

Модели состояли из 37 обогреваемых трубок, расположенных в шестигранных обечайках по вершинам правильных треугольников с относительными шагами x , равными 1,24; 1,15 и 1,04. В модели с $x = 1,24$ использовались неоребранные трубки; в модели с $x = 1,15$ — как неоребранные, так и оребренные; в модели с $x = 1,04$ — оребренные. При использовании на трубках трехзаходных ребер расстояние периферийных трубок от обечайки составляло $\Delta_1 = \frac{2S - d_2}{2}$ ($2S$ — расстояние между центрами трубок; $d_2 = 2R_2$ — внешний диаметр трубки). В случае навивки из проволоки на трубках это расстояние равнялось $\Delta_2 = 2S - d_2$.

Жидкие металлы имеют большие коэффициенты теплопроводности и малые коэффициенты теплоемкости. Для них характерны высокие коэффициенты теплообмена и большие величины подогревов теплоносителя в каналах. Поэтому профиль температуры поверхности твэлов, омываемых жидкими металлами, в основном определяется локальными подогревами теплоносителя, а не локальными коэффициентами теплообмена.

Центральная, боковая и угловая трубки (на рис. 1 они выделены) снабжены термометрами и могут поворачиваться. В оребренных моделях поворот трубок осуществлялся в ребристых оправках или проволочных спиралях,

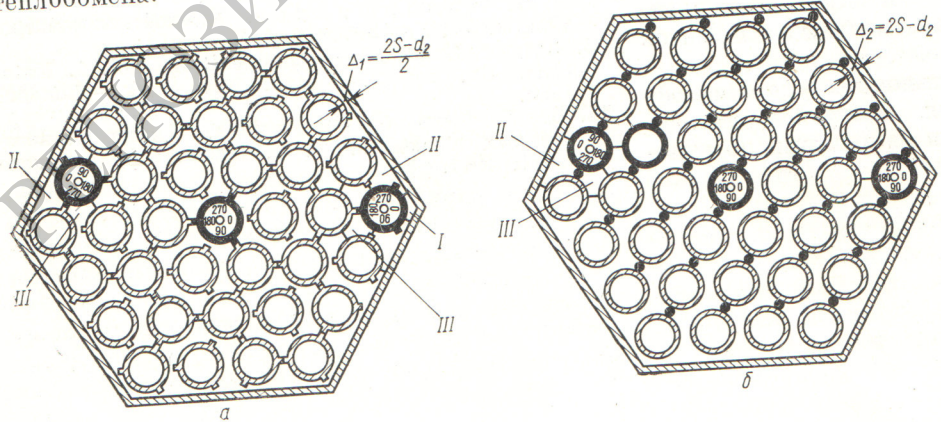


Рис. 1. Поперечные сечения моделей с трехзаходным оребрением трубок (а) и проволочной навивкой на трубках (б): I — угловая ячейка; II — боковая ячейка; III — центральная ячейка.

плотно прилегающих к поверхности трубок. Контролируемое натяжение ребристой оправки или проволоочной спирали гарантировало надежное прилегание ребер к поверхности трубки. Поворот трубок позволял определять повышенные температуры стенки под ребрами.

Температурные поля и теплоотдача в активных зонах реакторов с жидкометаллическим охлаждением зависят не только от физических свойств и режима течения теплоносителя, но и от конструкции (эквивалентной теплопроводности) твэлов и относительного шага их расположения в решетке.

На основании аналитического решения задачи о теплообмене в пучках неоребранных цилиндрических твэлов, обтекаемых ламинарным и «плоским» (постоянная по сечению канала скорость теплоносителя при $Pr \rightarrow 0$) потоками теплоносителя, и сопоставления этого решения с соответствующими экспериментальными данными [1, 2] было получено общее соотношение для расчета стабилизированных коэффициентов теплообмена в пучках твэлов различной конструкции при ламинарном, переходном и турбулентном течениях жидких металлов [3]:

$$Nu = f_1 Nu_s + f_2 Pe \quad (1)$$

при $1,0 \leq x \leq 1,75$; $1 \leq Pe \leq 4000$.

Здесь Nu_s — число Нуссельта для «плоского» потока, которое рассчитывается аналитически с учетом параметров $\Lambda_0 = \frac{\lambda_w - \lambda_f}{\lambda_w + \lambda_f} \cdot \frac{\lambda_w}{\lambda_f}$, $\xi = \frac{R_1}{R_2}$, характеризующих теплопроводности материала (λ), защитной оболочки (w), теплоносителя (f) и толщину оболочки твэла ξ (R_1 и R_2 — внутренний и внешний радиусы оболочки твэла); f_1 — функция, характеризующая отклонение числа Nu от значения, характерного для плоского потока при отсутствии турбулентного переноса тепла.

Для ламинарного и турбулентного течений $f_1 = \frac{Nu_{л}}{Nu_s}$ и $f_1 = \frac{Nu_0}{Nu_s}$ соответственно. Здесь $Nu_{л}$ — число Нуссельта для ламинарного течения, а Nu_0 — числа Нуссельта для ламинарного и турбулентного потоков при $Pr \rightarrow 0$.

Числовые значения Nu_s и $Nu_{л}$ приведены в работах [3, 4]. Значения Nu_0 для раздвинутых пучков стержней ($x \geq 1,3$) рассчитаны в работе [5]. Для тесных пучков стержней ($x < 1,3$) значения Nu_0 , соответствующие турбулентному и переходному режимам течения, находили путем экстраполяции в предположении плавного изменения коэффициентов тепло-

обмена. Было показано, что f_1 слабо зависит от конструкции твэлов и определяется в основном числом Pe и величиной x .

Эмпирическая функция f_2 характеризует турбулентный вклад в процесс теплообмена, практически не зависит от конструкции твэлов и определяется Pe и x . Значения f_2 , полученные путем анализа опытных данных работ [1, 2], приведены в работе [3].

Соотношение (1) дает физически обоснованную картину теплообмена в пучках твэлов, так как учитывает влияние на теплообмен конструкции твэлов и при уменьшении чисел Pe обеспечивает предельный переход Nu к значениям, характерным для ламинарного течения.

Влияние оребрения на стабилизированные коэффициенты теплообмена можно выявить сравнением экспериментальных данных, полученных в опытах с оребренными элементами, с зависимостью (1). Это сравнение приведено на рис. 2. для модели с $x = 1,15$. Числа Nu и Pe для модели с оребренными трубками рассчитаны по соотношениям

$$Nu = \frac{\bar{q} d_{г}}{(\bar{t}_w - \bar{t}_f) \lambda_f}, \quad Pe = \frac{w d_{г} \gamma c_p}{\lambda_f}, \quad (2)$$

где $d_{г}$ — эквивалентный гидравлический диаметр, рассчитанный с учетом ребер; \bar{t}_w — средняя по периметру температура поверхности трубки с учетом подъема температуры под ребрами; \bar{t}_f — средняя температура жидкости в рассматриваемом сечении; \bar{q} — удельный тепловой поток, рассчитанный для трубки без оребрения.

Обработка опытных данных согласно (2) носит условный характер. Тем не менее интересно отметить, что при такой обработке оребрение практически не влияет на числа Nu в модели с $x = 1,15$ и опытные точки в основном совпадают с зависимостью (1). Лишь в области больших чисел Pe (≥ 800) зависимость

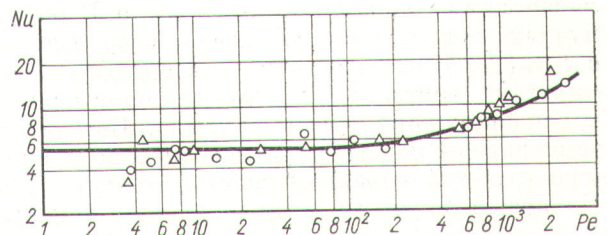


Рис. 2. Зависимость чисел Nu от Pe в моделях с неоребранными (O) и оребренными (Δ) трубками (— — расчетная зависимость $Nu = 5,5 + 0,003 Pe$ для $x = 1,15$).

$Nu = f(Re)$ несколько круче, чем для модели с гладкими трубками. Этот эффект объясняется тем, что при больших числах Pe ребра сильнее перемешивают жидкость, чем при малых. В области ламинарного течения ребра слабо перемешивают жидкость, поэтому стабилизированные коэффициенты теплообмена удовлетворительно согласуются с зависимостью (1).

В опытах на модели с $x = 1,04$ получены следующие значения стабилизированных чисел Nu :

Pe	22	33	66	106	175
Nu	1,26	1,62	2,90	4,60	5,90

Обращает на себя внимание более сильная (по сравнению с моделью при $x = 1,15$) зависимость Nu от Pe . Вероятно, это связано с особенностями оребрения трубок модели с $x = 1,04$.

Периодическая неравномерность температуры оболочек неоребранных твэлов, характеризующаяся наличием максимумов и минимумов в узкой и широкой частях ячеек, в большинстве практических случаев описывается законом, близким к косинусоидальному [1, 6]. С увеличением x неравномерность температуры быстро уменьшается и при $x \geq 1,15$ практически исчезает. Интересно отметить, что экспериментальные данные о неравномерностях температуры, полученные для пучков стержней с различными относительными шагами при изменении параметров $\frac{\lambda_{st}}{\lambda_f}$ и $\xi = \frac{R_1}{R_2}$ в интервалах 0,67—16,3 и 0,77—0,93 соответственно, удовлетворительно совпадают с расчетными значениями при плоском течении жидкометаллического теплоносителя.

Влияние оребрения на неравномерность температуры в тесных и раздвинутых пучках стержней проявляется по-разному и обуславливается в основном размерами ребер. В тесных пучках при малых размерах ребер (модель с $x = 1,04$ *) распределение температуры по периметру центральной трубки определяется в основном конфигурацией ячеек. Повышение температуры под ребрами невелико по сравнению с общей неравномерностью температуры. На рис. 3 показаны неравномерности темпера-

* Поперечные сечения ребер составляли 0,64 мм² для модели с $x = 1,04$; 1,44 и 4,9 мм² для модели с $x = 1,15$.

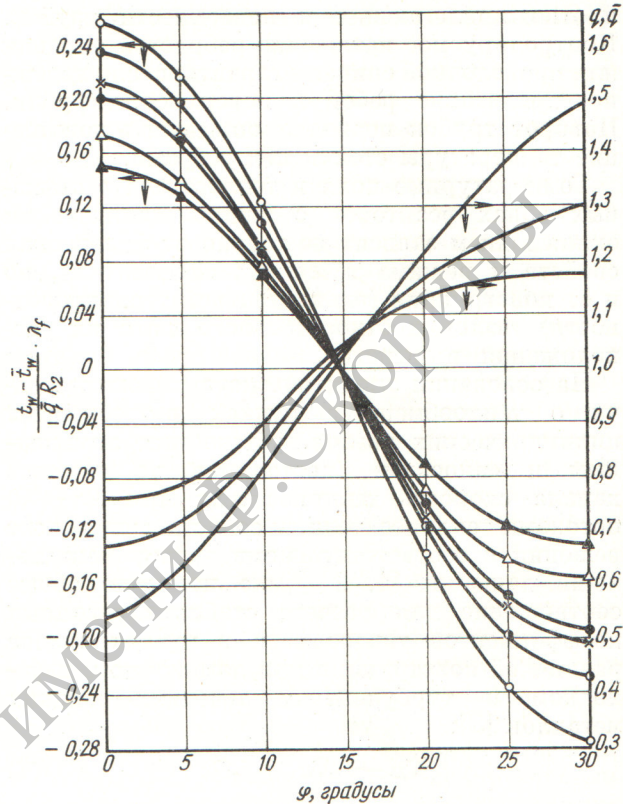


Рис. 3. Неравномерности температуры и профили тепловых потоков центральной оребренной трубки модели с $x = 1,04$ (○, ●, ×, ●, △, ▲ — значения Pe , равные 22; 33; 63; 67; 106; 175 соответственно).

туры и тепловых потоков по периметру центральной оребренной трубки модели с $x = 1,04$.

Зависимость максимальной неравномерности температуры центрального элемента от числа Pe в той же модели описывается следующей эмпирической формулой:

$$\frac{t_w^{\max} - t_w^{\min}}{\bar{q}R_2} \lambda_f \approx 1,5Pe^{-0,32} \quad (3)$$

при $20 \leq Pe \leq 300$; $\xi \approx 0,93$.

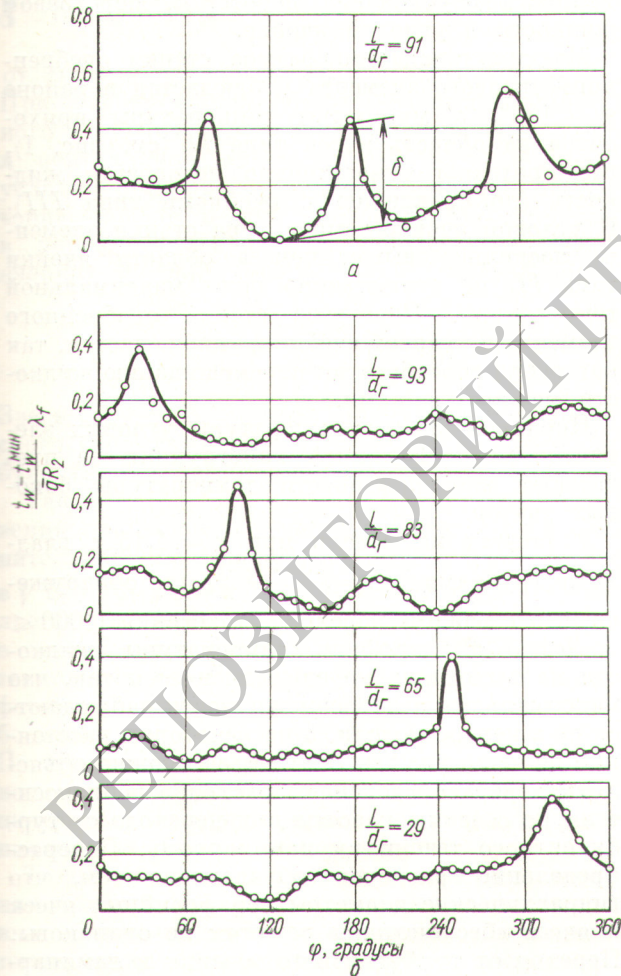
В раздвинутых пучках стержней (модель с $x = 1,15$) размеры ребер существенно больше, чем в тесных пучках. Поэтому температурное поле центрального элемента характеризуется местными повышениями температуры стенки под ребрами. Эти повышения имеют закономерный характер, обусловленный наличием трех или одного ребра на поверхности трубок моделей с трехзаходным оребрением или проволочной навивкой (рис. 4).

Наличие застойных зон между проволочной навивкой и оболочкой элемента, а также более

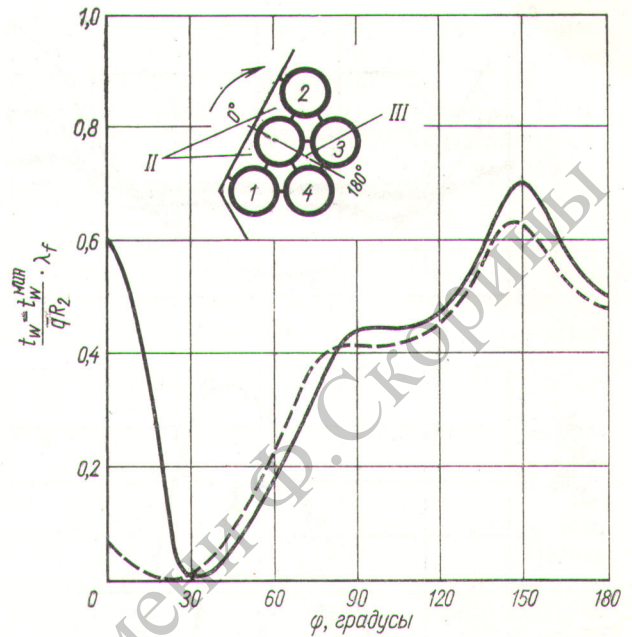
существенные размеры проволоки по сравнению с трехзаконными ребрами способствуют увеличению перегревов оболочки под ребрами. Экспериментальные исследования показали, что в том и другом случае значения стабилизированных безразмерных скачков температуры под ребрами $\delta = \frac{\Delta t \lambda_f}{q R_2}$ (здесь Δt — скачок температуры стенки трубки под ребром, °C) мало отличаются друг от друга и могут быть описаны следующей эмпирической формулой:

$$\frac{\Delta t \lambda_f}{q R_2} \approx 0,384 - 42 \cdot 10^{-5} Pe. \quad (4)$$

Эта формула справедлива для конкретного оребрения элементов модели с $x = 1,15$ ($\xi = 0,765$) в интервале чисел $Pe \approx 200 \div 400$.



Р и с. 4. Характерное температурное поле центральной трубки модели с $x = 1,15$ с трехзаконным оребрением трубок (а) и однозаконной проволоочной навивкой на трубках (б) ($Pe \approx 350$).



Р и с. 5. Неравномерности температуры по периметру неоребрённой боковой трубки модели с $x = 1,15$; $Pe \approx 350$; $\frac{l}{d_r} = 60$: — — — экспериментально найденный профиль; — — — профиль, рассчитанный на электронной машине.

В реакторах с шестигранными кассетами наименее надежными в работе следует считать периферийные твэлы. Неравномерности температуры по их периметру возникают вследствие разницы в подогревах теплоносителя в окружающих твэлы ячейках.

Рассмотрим экспериментальные и расчетные данные о неравномерностях температуры бокового и углового элементов моделей.

Характерный экспериментальный профиль температуры стенки бокового элемента модели с $x = 1,15$ представлен на рис. 5. Там же приведен профиль температуры, рассчитанный на аналоговой электронной машине. Профиль скорости и распределение турбулентной вязкости в исследуемом канале, необходимые при решении задачи, были рассчитаны по методикам Н. И. Булеева и М. Х. Ибрагимова [7].

В области периметра трубки, сравнительно удаленной от обечайки ($\varphi = 60 \div 180^\circ$), рассчитанный и экспериментально найденный профили температуры согласуются между собой как по характеру изменения температуры по периметру трубки, так и по числовому значению максимальной неравномерности температуры. Максимальная температура наблюдается в области сближения трубки с соседними

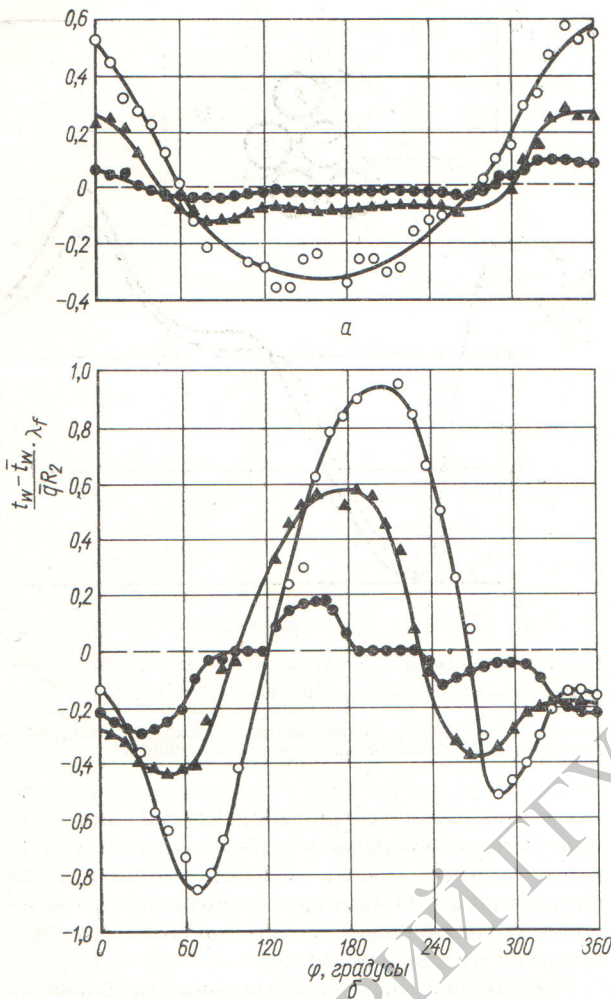


Рис. 6. Неравномерности температуры углового элемента модели с $x = 1,15$ (а — модель с неоребрёнными трубками: ●, ▲, ○ — числа Re , равные 616; 117; 19 соответственно; б — модель с оребрёнными трубками: ●, ▲, ○ — числа Re , равные 193; 78; 40 соответственно).

трубками 3 и 4 (см. рис. 5) ($\varphi = 150^\circ$ и $\varphi = 210^\circ$), минимальная — в области периметра $\varphi = 20 \div 30^\circ$, где протекает относительно недогретая жидкость.

В области периметра трубки, прилегающей к обечайке, закономерности изменения рассчитанного и экспериментально найденного профилей температуры качественно отличаются друг от друга. В эксперименте практически не наблюдается перегрева стенки трубки в этой области, расчет показывает существенный перегрев. Это связано, по-видимому, с тем, что в расчете не учитываются особенности теплообмена между периферийными ячейками за счет крупномасштабных флуктуаций потоков жидкости между ними.

Зависимость максимальных неравномерностей температуры стенки бокового элемента модели с $x = 1,15$ и Δ_1 описывается эмпирической формулой

$$\frac{t_w^{\max} - t_w^{\min}}{\bar{q} R_2} \lambda_f \approx 0,21 + 2,75e^{-0,0088Pe} \quad (5)$$

при $100 \leq Pe \leq 700$.

Поля температур неоребрённого и оребрённого угловых элементов существенно различаются (рис. 6).

Максимальная температура стенки неоребрённого углового элемента наблюдается в области, прилегающей к углу обечайки (ячейка I, см. рис. 1), минимальная — в противоположной части периметра элемента. Такая закономерность обусловлена некоторым перегревом жидкости в угловой ячейке.

Максимальная температура стенки оребрённого углового элемента наблюдается в районе $\varphi = 180^\circ$, а минимумы температуры приходятся на область ячеек типа II (см. рис. 1), где протекает относительно недогретая жидкость (по сравнению с ячейками типа III). В угловой ячейке температура стенки элемента несколько выше, чем в области ячейки типа II, но существенно ниже максимальной температуры. Перегрева стенки оребрённого элемента в угловой ячейке не наблюдается, так как ребра способствуют перемешиванию жидкости между ячейками.

Неравномерности температуры угловых элементов моделей данной конструкции не превышают неравномерности температуры боковых твэлов.

В опытах на модели при $x = 1,15$ с гладкими трубками ($\Delta_1 = \frac{2S - d_2}{2}$) было обнаружено, что в режиме переходного течения ($1000 \leq Re \leq 3700$) профиль температуры жидкости на выходе из модели изменяется так, что максимальные подогревы жидкости наблюдаются не в центре модели, а на некотором расстоянии от него (рис. 7). Этот эффект можно объяснить перераспределением расходов теплоносителя по сечению кассеты при переходе от турбулентного течения к ламинарному. Перераспределение расходов обусловлено тем, что гидравлические диаметры периферийных ячеек и ячеек «бесконечной» решетки не одинаковы. Переход от турбулентного течения к ламинарному происходит не сразу по всему сечению модели, а распространяется постепенно от периферии к центру, если $d_{rII} < d_{rIII}$, или

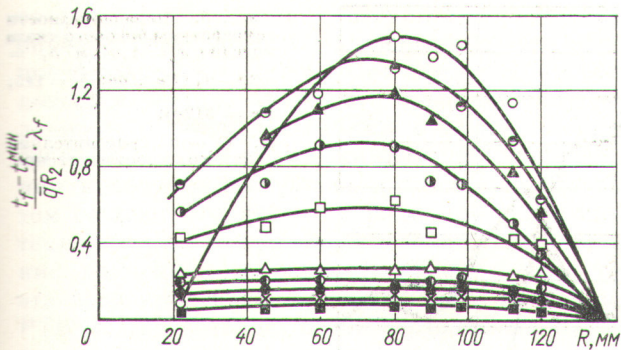


Рис. 7. Температурное поле теплоносителя по радиусу R поперечного сечения модели ($x = 1,15$; Δ_1) с необребренными трубками (t_f — текущая температура теплоносителя на радиусе R ; t_f^{\min} — минимальная температура теплоносителя по сечению модели) при следующих значениях Pe :

■ — 568; × — 356; ● — 274; ○ — 208; △ — 179; □ — 141;
 ○ — 104; ▲ — 80; ● — 67; ○ — 53.

от центра к периферии, если $d_{rII} > d_{rIII}$. При одновременном существовании ламинарного и турбулентного течений в периферийной и центральной зонах модели на основании условия постоянства падения давления по сечению модели можно показать, что скорости в периферийных (II) и центральных (III) ячейках связаны между собой соотношением

$$w_{II} = w_{III} \sqrt{\frac{d_{rII}}{d_{rIII}}} \sqrt{\frac{\zeta_{IIIr}}{\zeta_{IIl}}} \quad (6)$$

Здесь ζ_{IIIr} и ζ_{IIl} — коэффициенты гидравлического сопротивления III и II ячеек при турбулентном и ламинарном течениях.

Так как $\zeta_{IIIr} < \zeta_{IIl}$, то в момент возникновения переходного течения происходит дополнительное уменьшение скорости в ячейках II в $\sqrt{\zeta_{IIl} / \zeta_{IIIr}}$ раз и поток теплоносителя устремляется в центр модели. Вследствие этого в центральных ячейках уменьшается подогрев теплоносителя. Расход теплоносителя в периферийных ячейках типа II остается все же больше, чем в соседних ячейках типа III. Поэтому в периферийной зоне модели теплоноситель недогревается. В промежутке между центральными и периферийными ячейками возникает максимум в подогревах.

Таким образом, в переходном режиме течения температура стенки твэлов, расположенных вблизи обечайки кассеты с Δ_1 , превышает температуру стенки центральных элементов. Вместе с тем у этих твэлов отмечается максимальная неравномерность температуры стенки по периметру. Согласно изложенному, пере-

ходный режим течения может оказаться опасным для периферийных твэлов, если тепловые потоки сохранятся достаточно высокими.

Важное практическое значение для реакторов имеет вопрос о стабилизации максимальных неравномерностей температуры $\frac{t_w^{\max} - t_w^{\min}}{qR_2} \lambda_f$

периферийных элементов по длине обогрева. На основании проведенных исследований можно заключить, что в исследованном диапазоне чисел Pe в модели с $x = 1,15$ с оребренными трубками ($\Delta_1 = \frac{2S - d_2}{2}$) стабилизация наступает на длине $\frac{l}{d_r} \approx 80$, с необребренными трубками — на длине $\frac{l}{d_r} \approx 100$.

С увеличением числа Pe длина участка тепловой стабилизации оребренного элемента уменьшается, что связано с усиливающимся перемешиванием жидкости ребрами, необребренного элемента — увеличивается. С уменьшением относительного шага значительно увеличивается участок стабилизации периферийных элементов вследствие ухудшения теплового обмена между ячейками. В опытах на модели с $x = 1,04$ стабилизации неравномерностей температуры бокового твэла не наблюдалось даже на длине $\frac{l}{d_r} \approx 180$. Длина участка стабилизации увеличивается с увеличением зазора между обечайкой и периферийными твэлами, а также с уменьшением эквивалентной теплопроводности твэлов.

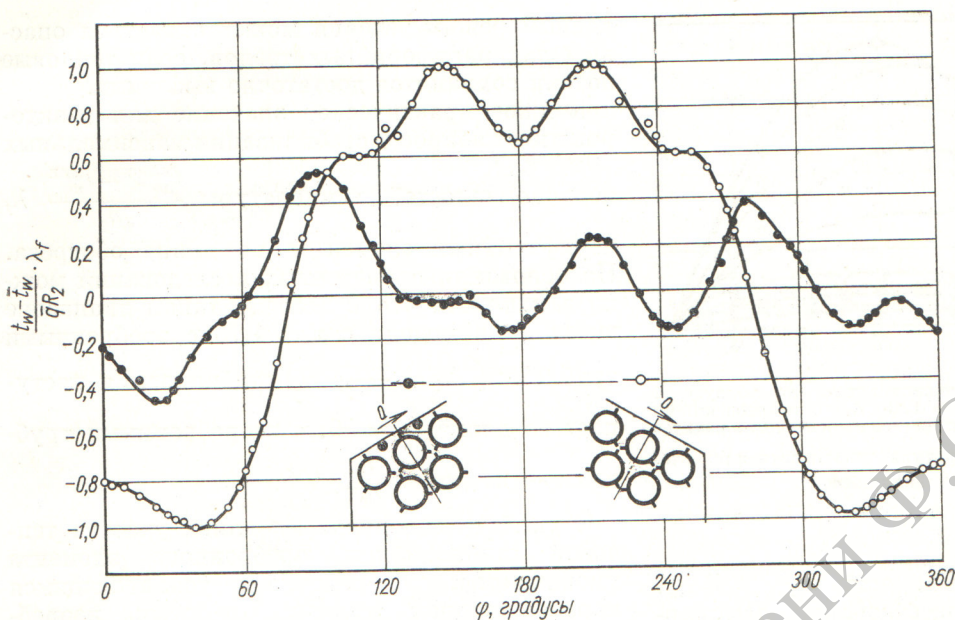
В случае, когда дистанционирование твэлов модели с $x = 1,15$ осуществляется с помощью проволоки, навитой на элементы, а зазор между обечайкой и элементами составляет $\Delta_2 = 2\Delta_1$, неравномерности температуры периферийных элементов выше, чем при Δ_1 , и описываются эмпирической формулой

$$\frac{t_w^{\max} - t_w^{\min}}{qR_2} \lambda_f \approx 0,49 + 3,8e^{-0,0088Pe} \quad (7)$$

при $100 \leq Pe \leq 700$.

Для снижения неравномерностей температуры оболочек периферийных твэлов следует предпринимать меры, обеспечивающие выравнивание подогревов теплоносителя в ячейках периферийной и бесконечной зон кассеты реактора.

Уменьшению неравномерностей температуры периферийных твэлов способствует использова-



Р и с. 8. Неравномерности температуры бокового твэла модели с $x = 1,04$ и $\Delta_2 = 2S - d_2$ ($Pe \approx 66$; $\frac{l}{d_\Gamma} = 145$;
 $Re = 3120$):

●, ○ — с вытеснителями и без них соответственно.

ние на них навивки из проволоки, диаметр которой в два раза меньше диаметра проволоки, используемой на твэлах бесконечной решетки. В этом случае зазор между обечайкой и твэлами составляет Δ_1 и неравномерности температуры описываются соотношением (5). Установка вытеснителей в периферийных ячейках также существенно снижает максимальную неравномерность температуры периферийных твэлов, что видно из рис. 8, на котором сравниваются температурные поля бокового твэла модели с $x = 1,04$ с цилиндрическими вытеснителями и без них.

Поступила в Редакцию 29/I 1966 г.

ЛИТЕРАТУРА

1. В. И. Субботин и др. Доклад № 328, представленный СССР на Третью международную конференцию по мирному использованию атомной энергии (Женева, 1964).
2. O. D w u e r, L. L y o n. Доклад № 28, представленный США на Третью международную конференцию по мирному использованию атомной энергии (Женева, 1964).
3. М. Х. Ибрагимов, А. В. Жуков. «Атомная энергия», 20, 425 (1966).
4. М. Х. Ибрагимов, А. В. Жуков. «Атомная энергия», 18, 630 (1965).
5. M. M a r e s c a, O. D w u e r. Trans. ASME, 86, Series C, 180 (1964).
6. В. И. Субботин и др. «Атомная энергия», 9, 461 (1960).
7. М. Х. Ибрагимов и др. «Атомная энергия», 21, 101 (1966).

Влияние скорости циркуляции на радиационные превращения органических теплоносителей при повышенных температурах

М. М. ФЛОРЕНЦЕВ, А. М. БРОДСКИЙ, Ю. Н. АЛЕКСЕНКО,
Н. В. ЗВОНОВ, А. А. БАТАЛОВ

УДК 621.039.534.7.541.15

Изучено разложение некоторых органических теплоносителей в поле излучения ядерного реактора при температуре 250—520° С и времени пребывания порядка десятых долей секунды. Обнаружено, что при указанных малых временах проявляется существенная зависимость скорости радиационно-термического разложения от скорости циркуляции (времени пребывания). Дано объяснение полученных результатов, основанное на предположении, что указанные времена сравнимы с временами распада ароматических радикалов, получающихся в принятых условиях. Исследованный эффект существен при оценке возможностей повышения ста-

бильности по отношению к деструкции органических веществ в поле излучения, в особенности при использовании органических теплоносителей-замедлителей в ядерных реакторах.

■
Ниже температуры начала радиационно-термического крекинга (РТК) [1] при радиолитическом углеводородов радиационно-химические выходы G_i , отнесенные к единице поглощенной энергии, как известно, весьма слабо зависят