УДК 621.039.6.536.24

# ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПУЛЬСАЦИЙ ТЕМПЕРАТУРЫ НА КОНСТРУКЦИЮ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО МОДУЛЯ РЕАКТОРА-ТОКАМАКА

*И.А. Беляев[1], И.И. Поддубный[2], Н.Г. Разуванов[1], В.Г. Свиридов[1]*

[1]*Объединённый институт высоких температур РАН, Москва, Россия*
[2]*АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», Москва, Россия*

В статье приводятся примеры экспериментально полученных температурных пульсаций на стенке модельного жидкометаллического теплообменника, помещённого в условия, приближенные к реализуемым в бланкете реактора-токамака. Предлагается методика для оценки параметров подобных пульсаций в реальных условиях работы различных проектов теплообменных систем реактора-токамака. Для приближенных к реальным условиям моделей теплообменных систем приводится расчёт циклических термических напряжений, вызванных пульсациями температуры на стенке, цель которого оценить в первом приближении потенциальную опасность аномальных пульсаций температуры, наблюдаемых экспериментально на моделях.

**Ключевые слова:** магнитная гидродинамика, теплообмен, пульсации температуры, испытательный модуль бланкета, напряжённо-деформированное состояние, циклическая прочность.

# EVALUATION OF TEMPERATURE FLUCTUATIONS INFLUENCE ON THE STRUCTURE OF TOKAMAK-REACTOR LIQUID METAL BLANKET MODULE

*I.A. Belyaev[1], I.I. Poddubnyi[2], N.G. Razuvanov[1], V.G. Sviridov[1]*

[1]*Joint Institute for High Temperatures RAS, Moscow, Russia*
[2]*JSC «N.A. Dollezhal Research and Development Institute of Power Engineering», Moscow, Russia*

This article contains experimental data about temperature fluctuations in the liquid metal flow near a channel wall of the model heat exchanger in conditions expected in the liquid metal tokamak-reactors. Methods for predicting the parameters of such fluctuations in real working conditions for various types of tokamak liquid metal cooling systems are proposed. Cyclic thermal stresses caused by the temperature fluctuations in the walls of the tokamak heat transfer system under real operating conditions were estimated with the goal to evaluate, in the first approximation, potential risk of such abnormal fluctuations.

**Key words:** magnetohydrodynamics, heat transfer, temperature fluctuations, test blanket modules, stress-strain state, cyclic strength.

DOI: 10.21517/0202-3822-2018-41-1-41-52

## ВВЕДЕНИЕ

В некоторых проектах жидкометаллических модулей бланкета, предлагаемых для реакторов ИТЭР, ДЕМО и экспериментальных термоядерных установок, используются вертикальные прямоугольные каналы, через которые организовано движение жидкого металла [1, 2]. Теплообмен в этих условиях происходит под воздействием поперечного магнитного поля [3] и сил плавучести [4]. Экспериментальные результаты, полученные на моделях, приведены в [5—7]. Эти данные показывают, что для нисходящего потока в определённом диапазоне характерных параметров развиваются высокоамплитудные колебания температуры, которые связаны с вторичными крупномасштабными вихрями в потоке, вызванными совместным влиянием сил плавучести и электромагнитных сил. Вопрос о том, в какой мере полученные данные могут быть перенесены на реальные конструкции, является предметом рассмотрения данной работы. Потенциальное влияние термомеханических аспектов на проектирование конструкций бланкетных модулей ранее рассматривалось в работе [8].

## ДАННЫЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Экспериментальные данные были получены на модельном стенде РК-2, где в качестве жидкометаллического теплоносителя используется ртуть. В замкнутом контуре при помощи электромагнитного насоса осуществляется циркуляция ртути. Вертикально расположенный прямоугольный канал (рис. 1) помещался в поперечное магнитное поле (магнитное поле направлено компланарно, т.е. его индукция направлена вдоль длинной стороны сечения канала). Для исследования структуры потока в одном поперечном сече-

нии применялся рычажный зонд со сферическим шарниром [9]. Более детально экспериментальная установка и результаты исследований теплообмена в этой конфигурации описаны в [6, 7]. В данной работе основное внимание направлено на изучение влияния высокоамплитудных пульсаций, наблюдавшихся в эксперименте, на материал и конструкцию стенки теплообменника. Пример осциллограмм пульсаций температуры, измеренных с обеих сторон стенки, показаны на рис. 2, *а*, спектры — на рис. 2, *б*.

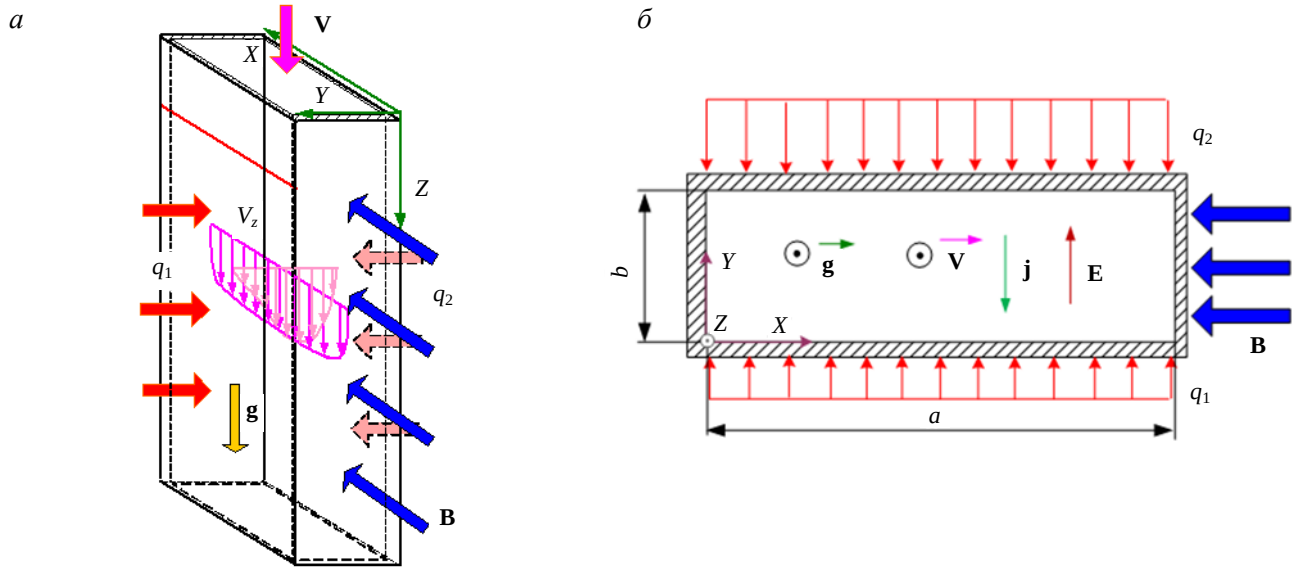



Рис. 1. Исследуемая схема течения в полях массовых сил (*а*) и в сечении канала (*б*)

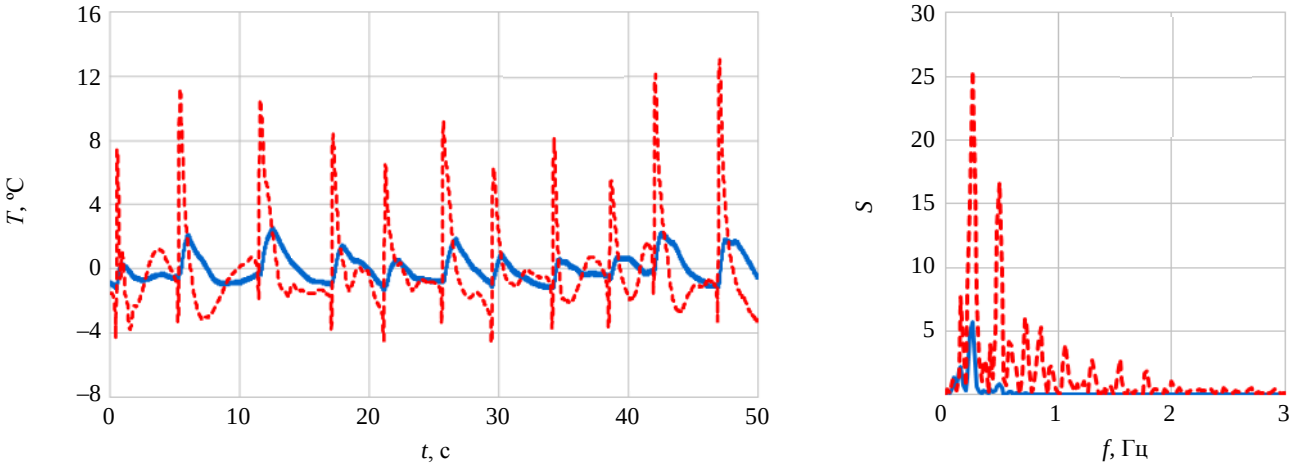



Рис. 2. Пульсации температуры на стенке ($X = a/2$, $Y = b$) (*а*) и их спектры (*б*), Re = 23·10³, Ha = 500, Gr = 3·10⁸: ——— — со стороны нагревателя; – – – — со стороны жидкости

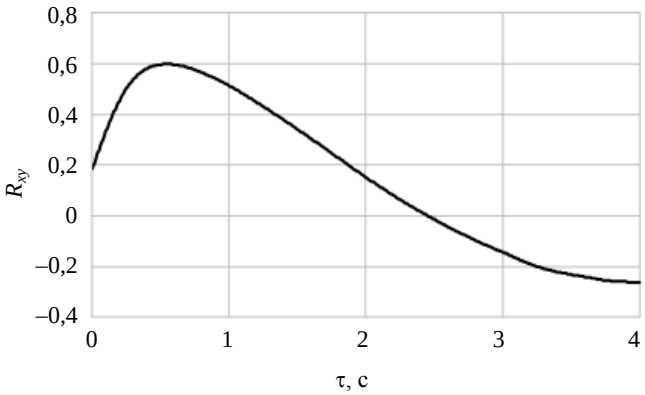



Рис. 3. Взаимно-корреляционная функция пульсаций температуры с разных сторон стенки теплообменника, представленных на рис. 2

Возникающие пульсации, как видно, реализуются в виде отдельных пилообразных всплесков. Взаимно-корреляционная функция пульсаций температуры, измеренных на внутренней и внешней стороне канала, представлена на рис. 3. Видно, что максимум взаимно-корреляционной функции может быть определён однозначно. Одновременное измерение с обеих сторон стенки позволяет изучить фазовое и амплитудное изменение сигнала при прохождении сквозь материал стенки. Это явление представляет опасность, поскольку, кроме возможности локального пережога, перепады температуры порождают дополнительные термомеханические нагрузки и увеличивают активность коррозионных процессов.

## КРИТЕРИАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПУЛЬСАЦИЙ

В результате экспериментального исследования были получены данные о статистических параметрах пульсаций, возникающих в прямоугольном канале. Данные о пульсациях температуры на стенке в точке контакта с жидкостью для различных режимов приведены в табл. 1, где Re — число Рейнольдса, определённое по эквивалентному гидравлическому диаметру, Ha — число Гартмана, определённое по эквивалентному гидравлическому диаметру, $q_1$ и $q_2$ — тепловые потоки в соответствии со схемой (см. рис. 1, *а*), $\Delta T_{\text{вх-вых}}$ — перепад температуры между входом и выходом экспериментального участка (подогрев теплоносителя), $\Delta T_{\text{сеч}}$ — перепад температуры в исследуемом сечении, σ — среднеквадратичное отклонение пульсаций (СКО) температуры на обогреваемой стенке в середине боковой грани, *A* — амплитуда пульсаций в той же точке, *f* — частота и γ — показатель экспоненциального описания автокорреляционной функции сигнала.

Таблица 1. **Экспериментальные данные о пульсациях температуры жидкого металла на стенке**

| Re, $10^3$ | Ha | $q_1$, $10^3$ кВт/м² | $q_2$, $10^3$ кВт/м² | $\Delta T_{\text{вх-вых}}$, ºC | $\Delta T_{\text{сеч}}$, ºC | σ, ºC | *A*, ºC | *f*, Гц | γ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 23 | 500 | 35 | 0 | 10,2 | 24,7 | 2,6 | 17,7 | 0,08 | 8 |
| 23 | 500 | 30 | 20 | 33,9 | 18,4 | 1,9 | 14,1 | 0,04 | 8 |
| 15 | 500 | 35 | 0 | 15,1 | 17,6 | 2,3 | 13,8 | 0,06 | 2 |
| 15 | 500 | 30 | 20 | 22,9 | 14,6 | 1,9 | 10,6 | — | 8 |
| 15 | 0 | 30 | 20 | 23,5 | 12,9 | 1,2 | 7,1 | — | 12 |
| 9 | 500 | 35 | 0 | 23,4 | 19,3 | 1,9 | 12,1 | 0,13 | 4 |
| 9 | 500 | 30 | 20 | 33,3 | 11,7 | 1,8 | 11,8 | — | 5,5 |
| 9 | 0 | 30 | 20 | 31,6 | 12,5 | 2,3 | 15,6 | 0,04 | 2,5 |
| 9 | 0 | 35 | 0 | 25,7 | 16,8 | 2,0 | 11,9 | — | 8 |

На основе полученных данных можно сделать несколько предварительных выводов о связи между параметрами возникающих пульсаций и реализованными условиями, требующими дальнейшего расчётно-теоретического обоснования. Исследуемое явление зависит от множества параметров (расход, величина обогрева, конфигурация обогрева, сечение канала). В настоящее время простых связей с режимными параметрами не обнаружено, частота возникающих колебаний находится в диапазоне 0,02—0,3 Гц. Амплитуда возникающих пульсаций имеет статистически значимую корреляцию с перепадом температуры в сечении (разницей между максимальной и минимальной температурой в сечении, полученной сканирующими зондами, представленной на рис. 4). Это обстоятельство понятно из общефизических представлений о том, что крупномасштабные вихри перемешивают жидкость в сечении канала. Сама по себе величина перепада температуры в сечении достаточно неудобна в оценке и непосредственном измерении. Однако перепад температуры в сечении, тем не менее, может быть получен из результатов численных расчётов даже стационарными кодами, основанными на упрощённых моделях [10].

В отсутствие более детальной информации можно связать перепад температуры в сечении с значением эквивалентного теплового потока, который в наших экспериментах может быть определён на основе данных о значении тепловых потоков на стенке канала. В реальном устройстве картина гораздо более сложная: помимо тепловой нагрузки, на границе канала есть также и нейтронный поток, который реализует объёмное выделение тепла, геометрия и компоновка устройства сложны и вызывают перетоки тепла внутри модуля. Тем не менее с известной осторожностью можно оценить вклад пульсаций температуры в

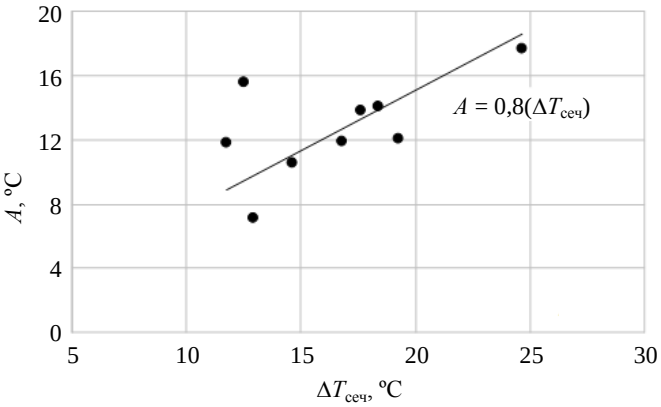



Рис. 4. Зависимость амплитуды наблюдаемых пульсаций от максимального перепада температуры в сечении

термомеханическую нагрузку, используя предположения о значении эквивалентного теплового потока в каналах самоохлаждаемых модулей и модулей двойного охлаждения, где, помимо жидкого металла, присутствует другой теплоноситель (вода, гелий). В наших оценках развития пульсаций температуры мы исходим из следующих весьма грубых допущений:

— сочетание режимных параметров, реализующихся в рассматриваемых моделях (Ha, Gr, Re), входит в область существования явления пульсаций температуры высокой амплитуды;

— амплитуда и среднеквадратичное отклонение возникающих пульсаций связаны с перепадом температуры в сечении канала и могут быть оценены по значению эквивалентного теплового потока в сечении;

— в качестве масштаба температуры используется комплекс $q_{экв}d/\lambda$, где $q_{экв}$ — тепловой поток, приходящий на стенку канала.

Основываясь на этих допущениях, можно сформулировать несколько базовых сценариев для термомеханического анализа. Эти соображения представлены в табл. 2. Модели 1 и 2 основаны на разрабатываемых модулях двойного охлаждения LLCB (Lead-Lithium Ceramic Breeder) [1] и DCLL (Dual-Coolant Lead-Lithium) [2, 11]. Модель 3 приближена к условиям самоохлаждаемого модуля SCLL (Self-Cooled Lead-Lithium) [12], где охлаждение модуля производится только жидким металлом. В действительности рассматриваемые модели имеют множество отличий от реальных проектов. Модели представляют собой отдельные каналы. Учёт влияния каналов друг на друга, а также учёт сложного движения на входе-выходе из коллекторов в моделях не ведётся. Толщина стенки в реальных проектах может отличаться от рассмотренной или вообще быть составной, например, для проекта DCLL стенка многослойная. Все эти отличия весьма существенны, и потому модели стоит рассматривать не как отдельные части проектов, но как некоторые приближенные примеры.

Т а б л и ц а 2. **Конфигурации модулей бланкета**

| Параметр | Эксперимент | Модель 1 | Модель 2 | Модель 3 |
|---|---|---|---|---|
| Прообраз | | LLCB ITER TBM [1] | DCLL HT* ITER TBM [2, 11] | SCLL (литий) [12] |
| Сечение канала (эквивалентный диаметр), м | 0,056×0,017 (0,034) | 0,083×0,034 (0,048) | 0,2×0,2 (0,2) | 0,04×0,02 (0,027) |
| Средняя скорость течения, м/с (число Рейнольдса) | 0,09 (Re = 23·10³) | 0,019 (Re = 4·10³) | 0,06 (Re = 57·10³) | 0,6 (Re = 15·10³) |
| Толщина стенки, мм | 2,5 | 2,5 | 2,5 | 2,5 |
| Эквивалентный тепловой поток, кВт/м$^2$ (число Грасгофа) | 35 (Gr = 3·10$^8$) | ~35 (Gr = 4·10$^8$) | ~35 (Gr = 1·10$^{11}$) | 1000 (Gr = 3·10$^8$) |
| Теплоноситель | Ртуть [13] | Свинец—литий [14] | Свинец—литий [14] | Литий [15] |
| Температура на входе, ºС | 15 | 325 | 460 | 325 |
| Подогрев жидкого металла, ºС | 40 | 126,9 | 240 | 350 |
| Длина канала, м | 0,8 | 1,2 | 1,2 | |
| Магнитная индукция, Тл (число Гартмана) | 0,7 (Ha = 0,6·10³) | 5,3 (Ha = 5·10³) | 5,3 (Ha = 21·10³) | 5,3 (Ha = 15·10³) |
| Материал стенки | Сталь 12Х18Н10Т [16, 17] | Rusfer-ЭК-181 [18, 19] | Eurofer 97 [20] | V—4Ti—4Cr [21] |
| Теплопроводность материала стенки, Вт/(м·ºС) | 21 | 39 | 29,3 | 34,5 |
| СКО температурных пульсаций на стенке,ºС | 2,6 | 3** | 11** | 11** |
| Амплитуда температурных пульсаций на обогреваемой стенке, ºС | 17,7 | 20*** | 80*** | 78*** |
| Показатель экспоненты АКФ температурных пульсаций на стенке | 8—12 | ~8 | | |

*HT-high-temperature DCLL blanket [11].

**СКО для моделей рассчитано по аналогии с экспериментальными данными, в качестве масштаба применён комплекс $q_{экв}d/\lambda$.

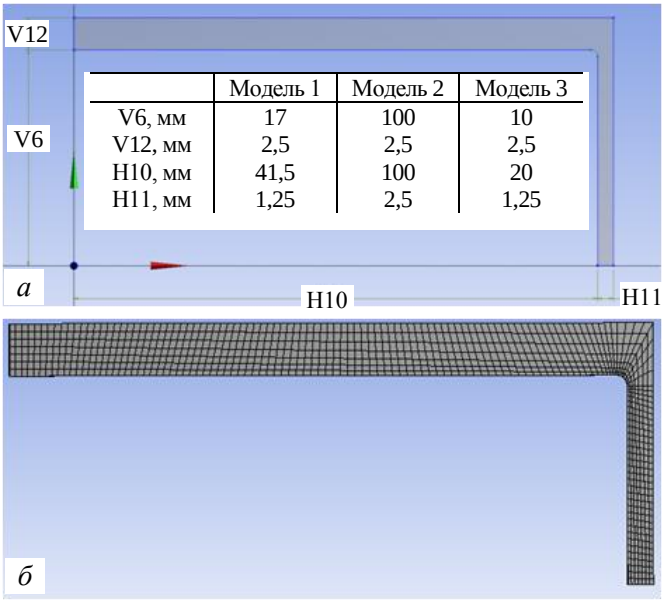
***Амплитуда температурных пульсаций для моделей рассчитана по аналогии с экспериментальными данными, в качестве масштаба применён комплекс $q_{экв}d/\lambda$.

Как видно из табл. 2, числа Гартмана в эксперименте существенно отличаются от проектируемых, тогда как число Грасгофа для модели 2 существенно выше. В настоящее время в этих условиях не существует каких-либо данных, полученных экспериментально. Теоретический анализ [22, 23] предсказывает принципиальную возможность существования режимов с сильными колебаниями температуры

при высоких числах Гартмана и Грасгофа, подобных рассмотренным в описанных экспериментах. Приведённые далее расчёты были проведены для оценки практической значимости изучения особенностей МГД-теплообмена для рассматриваемых проектов.

## РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОЧНОСТНЫХ РАСЧЁТОВ

Для расчёта напряжённо-деформированного состояния (НДС) выбрана модельная геометрия: прямоугольный канал со сторонами, приведёнными в табл. 2. Толщина стенок канала равна 2,5 мм. Задача решается в плоской постановке. Рассматривается 1/4 сечения канала. Геометрия канала и конечно-элементная модель показаны на рис. 5. Так как в конструкциях модулей бланкета по толщине модуля рассматривается ряд каналов, то вертикальная (правая) стенка канала смоделирована толщиной 1,25 мм.




| | Модель 1 | Модель 2 | Модель 3 |
|---|---|---|---|
| V6, мм | 17 | 100 | 10 |
| V12, мм | 2,5 | 2,5 | 2,5 |
| H10, мм | 41,5 | 100 | 20 |
| H11, мм | 1,25 | 2,5 | 1,25 |

Рис. 5. Рассматриваемая геометрия и конечно-элементная модель: геометрия канала (*а*); сетка конечных элементов (*б*)

Задача по определению термических напряжений в стенках канала решается в два этапа: определение поля температуры в канале; расчёт напряжённо-деформированного состояния.

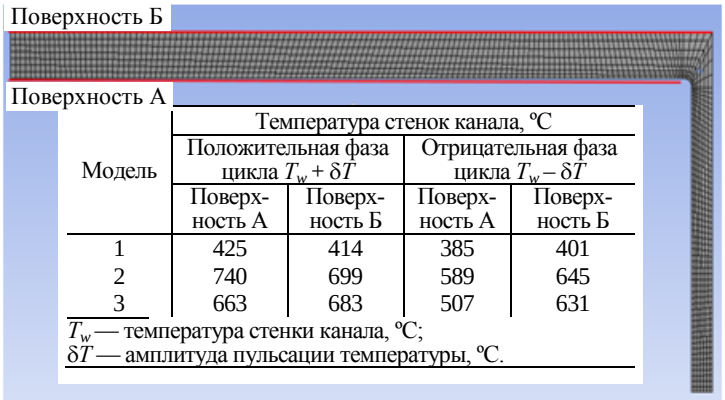
Расчёты проведены в программном комплексе ANSYS APDL, использующем метод конечных элементов для дискретизации дифференциальных уравнений [24].

Расчёт напряжённо-деформированного состояния проводится в сечении с наибольшей температурой, для канала — это выходное сечение. Из обзора литературы по конструкциям модулей бланкета можно получить информацию по предполагаемой температуре входа и требуемому подогреву теплоносителей для расчёта температуры стенок канала в выходном сечении. В табл. 3 представлены данные по температуре входа и подогреву теплоносителя для разных конструкций модулей бланкета. В большинстве конструкций модулей бланкета тракт охлаждения состоит из участка подъёмного и опускного течения. Поэтому для оценки температуры стенок канала в модельной задаче подогрев принимается равным половине от специфицированного. Стоит отметить, что в конструкциях LLCB и DCLL модулей бланкета предлагается использовать в качестве теплоносителя, кроме жидкого металла, ещё и гелий, который охлаждает первую стенку. В моделях 1 и 2, имитирующих эти конструкции, задача решается с учётом только жидкометаллического теплоносителя, а величина эквивалентного теплового потока выбирается так, чтобы учесть теплоотвод за счёт гелия.

Таблица 3. **Граничные условия для расчёта температуры в стенках канала**

| Модель | Температура теплоносителя на входе, ºС | Подогрев теплоносителя, ºС | Число Нуссельта | Коэффициент теплоотдачи, Вт/(м$^2$·ºС) | Средняя температура стенок $T_w$, ºС | | Амплитуда пульсации температуры $\delta T$, ºС | Температура стенок с учётом пульсаций, ºС | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | Внутренняя (пов. А) | Внешняя (пов. Б) | | Положительная фаза цикла $T_w + \delta T$ | | Отрицательная фаза цикла $T_w - \delta T$ | |
| | | | | | | | | (пов. А) | (пов. Б) | (пов. А) | (пов. Б) |
| 1 | 325 | ~65 | 7,3 | 3664 | 405 | 407 | 20 | 425 | 414 | 385 | 401 |
| 2 | 460 | ~120 | | 623 | 669 | 672 | 80 | 749 | 699 | 589 | 645 |
| 3 | 325 | ~175 | | 18 688 | 585 | 657 | 78 | 663 | 683 | 507 | 631 |

В работе [5] было получено, что число Нуссельта в случае одностороннего обогрева при опускном течении жидкого металла в прямоугольном канале равно Nu = 3. Однако данное значение было получено при условии, что в качестве масштаба длины принята удвоенная толщина канала $d = 2b$, а




| Модель | Температура стенок канала, ºС | | | |
|---|---|---|---|---|
| | Положительная фаза цикла $T_w + \delta T$ | | Отрицательная фаза цикла $T_w - \delta T$ | |
| | Поверхность А | Поверхность Б | Поверхность А | Поверхность Б |
| 1 | 425 | 414 | 385 | 401 |
| 2 | 740 | 699 | 589 | 645 |
| 3 | 663 | 683 | 507 | 631 |

$T_w$ — температура стенки канала, ºС;
$\delta T$ — амплитуда пульсации температуры, ºС.

Рис. 6. Граничные условия

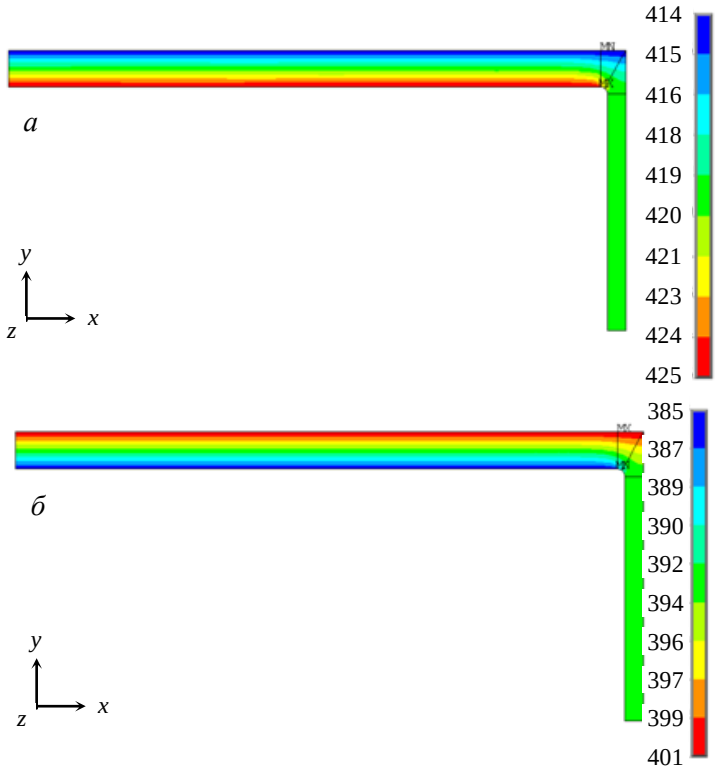



Рис. 7. Температура в канале для модели 1, ºС: *а* — положительная фаза цикла нагружения; *б* — отрицательная фаза цикла нагружения

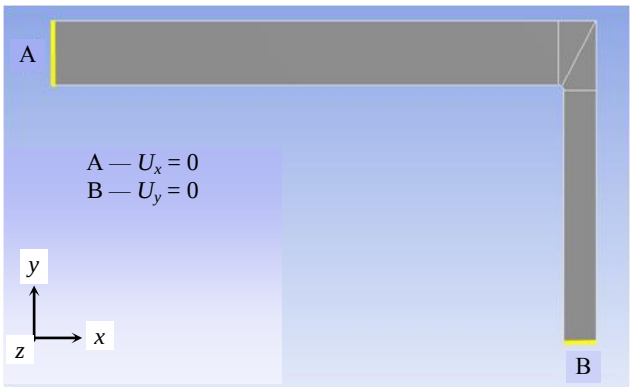



Рис. 8. Граничные условия, используемые для анализа напряжённо-деформированного состояния

в качестве плотности теплового потока — среднее значение между тепловыми потоками на стенках канала, т.е. в случае одностороннего обогрева $q_{экв} = q/2$. Пересчитав полученное число Нуссельта с использованием более распространённых масштабов — эквивалентного гидравлического диаметра и плотности теплового потока, получим число Нуссельта, равное Nu = 7,3. Данное значение числа Нуссельта далее использовано в расчётах для всех вариантов модулей бланкетов. В табл. 3 представлены используемые в качестве граничных условий значения температуры стенок канала, рассчитанные, исходя из плотности теплового потока, геометрии и свойств теплоносителя. Граничные условия для расчёта поля температуры в канале показаны на рис. 6.

Рассматриваются два характерных случая, когда пульсации температуры увеличивают и уменьшают температуру стенок на величину амплитуды пульсаций, приведенной в табл. 3. Будем называть первый режим положительной фазой цикла нагружения, второй — отрицательной. На рис. 7 представлены поля температуры в канале для модели 1. Аналогичные поля температуры вычислены для моделей 2 и 3.

Расчёт НДС существенно зависит от конструкции модели и сильно меняется при изменении точек закрепления, которые характерны для конструкции. В данной работе рассматриваются два варианта граничных условий: свободно расположенный канал и более консервативный вариант — канал с закреплением.

**Расчёт свободно расположенного канала.** Расчёт НДС проводился при следующих граничных условиях, моделирующих свободно расположенный канал (рис. 8):

— перемещение вдоль оси *X* было ограничено на линии А (см. рис. 8) расчётной модели;

— на линии В (см. рис. 8) расчётной модели перемещения ограничиваются по оси *Y*, так как линия В является осью симметрии канала.

Кроме того, к модели последовательно прикладывались поля температуры, полученные для положительной и отрицательной фазы цикла нагружения. Полные перемещения и эквивалентные напряжения по критерию Губера—Мизеса для модели 1 представлены на рис. 9 и 10.

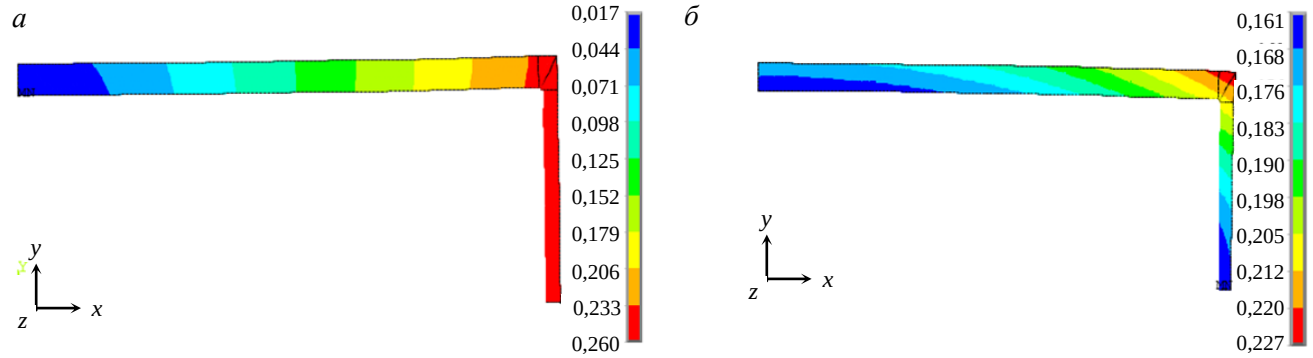



Рис. 9. Полные перемещения модели 1: положительная фаза цикла нагружения (*а*); отрицательная фаза цикла нагружения (*б*), мм

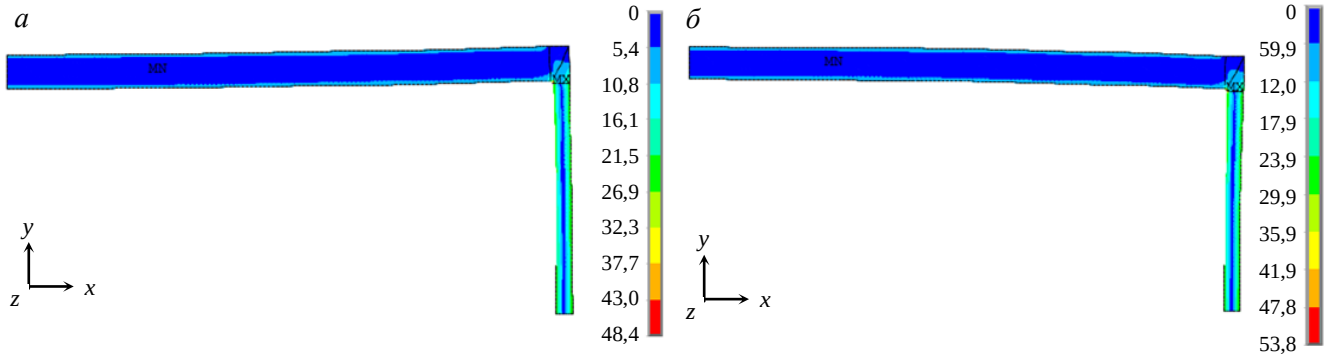



Рис. 10. Эквивалентные напряжения в модели 1: положительная фаза цикла нагружения; (*а*); отрицательная фаза цикла нагружения (*б*), МПа

Для оценки допустимого числа циклов по критериям циклической прочности необходимо вычислить размах напряжений (или деформаций), который вычисляется между двумя характерными напряжёнными состояниями конструкции. В данном случае — это разница напряжений между положительной и отрицательной фазами нагружения. Эквивалентный размах напряжений по критерию Губера—Мизеса в случае двумерной задачи определяется по соотношению [25]

$$\Delta\sigma = \sqrt{\sigma_x^2 - \sigma_x\sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2}\,,$$

где $\sigma_i = \sigma_i^1 - \sigma_i^2$ — разница напряжений между положительной и отрицательной фазами нагружения; $i$ — компонент тензора напряжений ($x$, $y$, $xy$).

В табл. 4 и на рис. 11 представлены данные по размахам напряжений и деформаций для трёх вариантов конструкций модулей бланкета. Видно, что полученные размахи напряжений не превышают удвоенный предел текучести. Следовательно, добавки, связанные с пластичностью конструкционного материала, при вычислении размаха напряжений можно не учитывать для моделей 1 и 3.

Т а б л и ц а 4. **Размах напряжений и деформаций**

| Параметр | Модель 1 | Модель 2 | | Модель 3 |
|---|---|---|---|---|
| | | угол | центр | |
| Размах напряжений $\Delta\sigma$, МПа | 103 | 178 | 61 | 99 |
| Средняя температура стенки, °С | 400 | 670 | | 620 |
| Модуль Юнга при средней температуре $E$, МПа | 210 000 [19] | 170 000 [20] | | 119 400 [21] |
| Удвоенный предел текучести при средней температуре стенки $2R_{0,2}$, МПа | 1130 | 364 | | 400 |
| Размах деформаций, %: $\Delta\varepsilon = \frac{2(1+\upsilon)\Delta\sigma}{3E}$, где $\upsilon$ — коэффициент Пуассона | 0,04 | 0,09 | 0,03 | 0,07 |

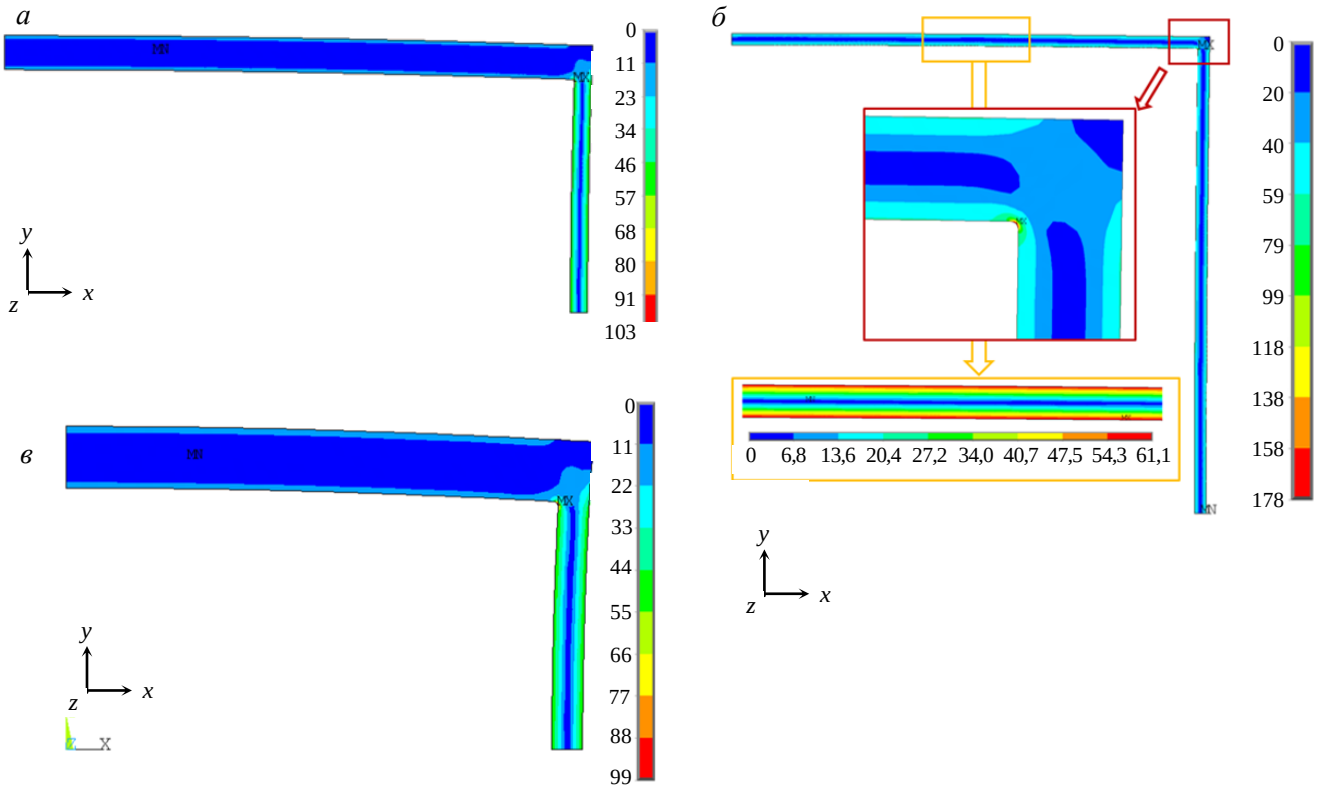



Рис. 11. Размах напряжений, МПа: модель 1 (*а*), 2 (*б*), 3 (*в*)

Для оценки допустимого числа циклов нагружения полученные значения необходимо соотнести с кривыми усталости для конструкционных материалов. Оценка допустимого числа циклов по критерию 5.6.19 ПНАЭ Г-7-002-86 [17] представлена далее.

**Консервативная расчётная модель канала. Учёт межканального взаимодействия.** Представленные оценки прочности были проведены для случая, когда не учитывается совместное влияние каналов друг на друга. На рис. 12 представлен типовой испытательный модуль бланкета концепции LLCB, где жидкий металл прокачивается по системе параллельных каналов, имеющих общие стенки. Рассмотрим один из внутренних каналов модуля, например, выделенный на рис. 12 пунктиром. При разогреве модуля бланкета конструкция начинает расширяться, при этом свободная температурная деформация сопряжённых каналов стеснена корпусом модуля бланкета (рис. 13 [26]). В этом случае для получения наиболее консервативной оценки НДС в канале к расчётной схеме необходимо добавить ещё одно гра-

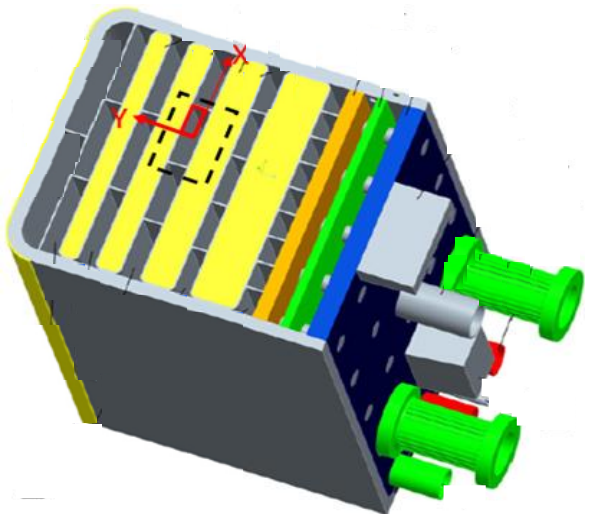


Рис. 12. Испытательный модуль бланкета концепции LLCB [26]

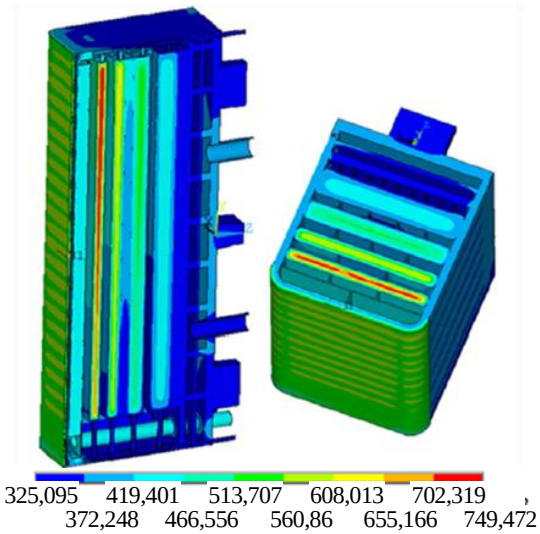



Рис. 13. Поле температуры в модуле бланкета, ºС [26]

ничное условие, моделирующее взаимодействие каналов между собой. При расчёте НДС также будем использовать 1/4 канала. Рассматриваемая область обозначена на рис. 12 красным прямоугольником. Для учёта межканального взаимодействия при термическом расширении модуля бланкета необходимо ограничить перемещение линии С (рис. 14) в горизонтальном направлении. Полученная в данном случае картина НДС даёт оценку снизу, реализующую наиболее напряжённый случай.

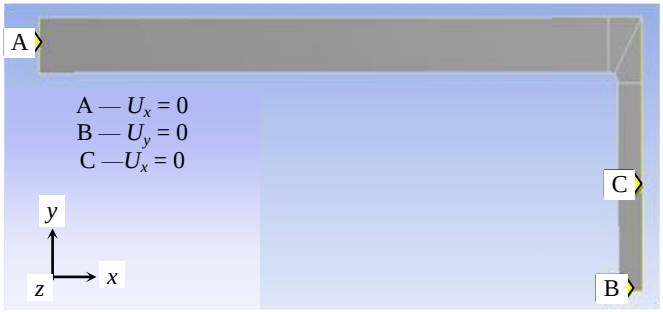



Рис. 14. Граничные условия, используемые для анализа напряжённо-деформированного состояния, в наиболее консервативном случае

Повторив расчёты НДС и размаха напряжений в канале с жидким металлом, для трёх рассматриваемых моделей ожидаемо получим большие значения размаха напряжений, так как расширяться канал теперь может только за счёт «выгибания». На рис. 15 и в табл. 5 приводятся значения размаха напряжений и деформаций. Сравнение табл. 4 и 5 показывает, что размах деформаций вырос для модели 1 в 2 раза (от 0,04 до 0,08%), для модели 2 — в 3,5 раза (от 0,09 до 0,32%), для модели 3 — в 3 раза (от 0,07 до 0,22%).

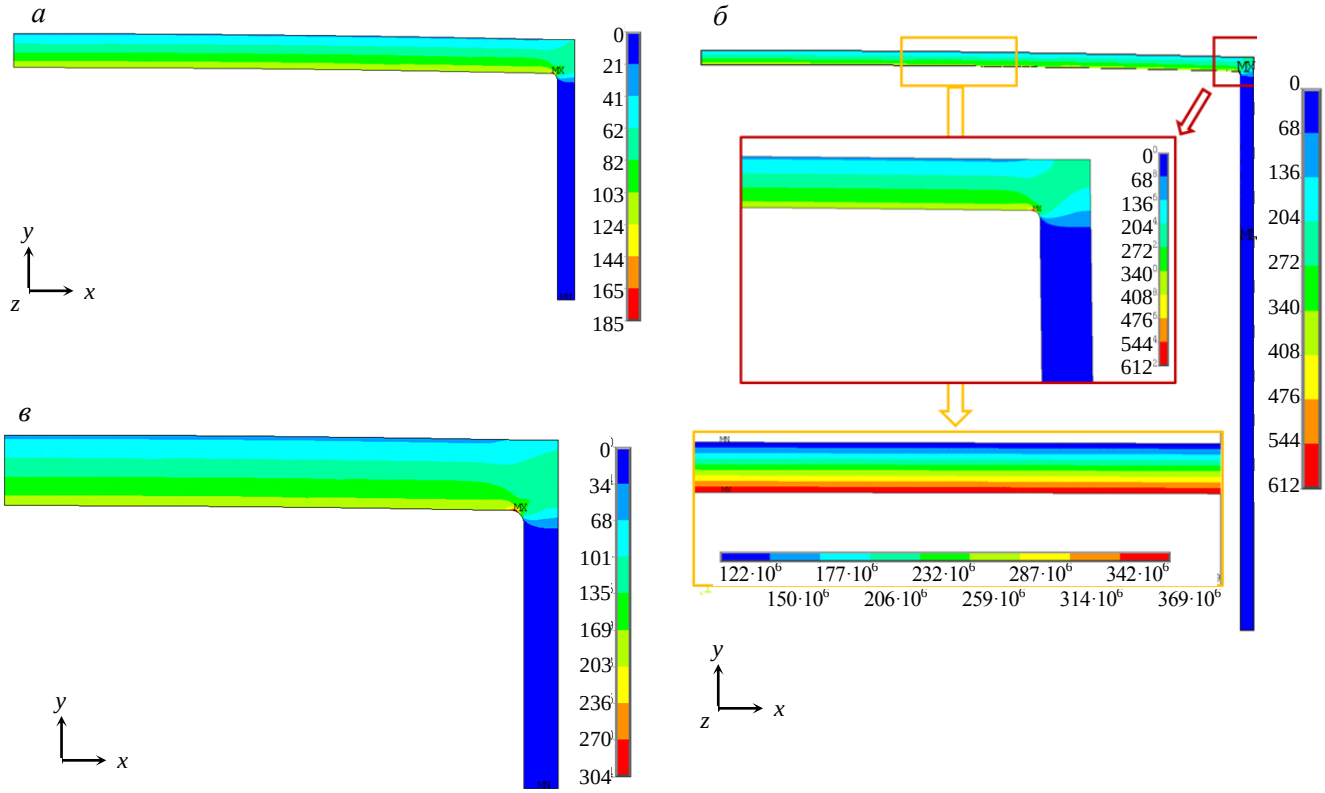



Рис. 15. Размах напряжений, оцененных по консервативной модели: модель 1 (*а*), 2 (*б*), 3 (*в*), МПа

Т а б л и ц а 5. **Размах напряжений и деформаций при наиболее консервативной расчётной модели**

| Параметр | Модель 1 | Модель 2 | | Модель 3 |
|---|---|---|---|---|
| | | угол | центр | |
| Размах напряжений $\Delta\sigma$, МПа | 185 | 612 | 369 | 304 |
| Размах деформаций, %: $\Delta\varepsilon = \frac{2(1+\upsilon)\Delta\sigma}{3E}$, где $\upsilon$ — коэффициент Пуассона | 0,08 | 0,32 | 0,19 | 0,22 |

Далее проведём оценки допустимого числа циклов и сравнение результатов, полученных при двух наборах граничных условий, на примере модели 2, так как для данной модели характерна наибольшая рабочая температура и, как следствие, наибольшие термические напряжения.

## ДИСКУССИЯ

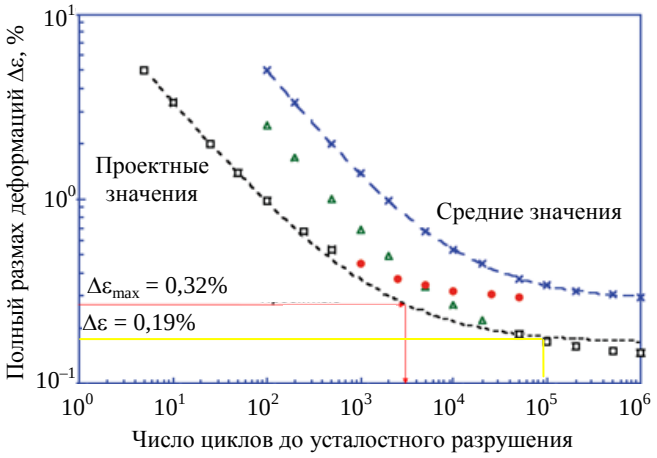



Рис. 16. Зависимость полного размаха деформаций от числа циклов для стали Eurofer [17]: × — Δε*t*%; △ — Δε*t*% (*e*/2); ● — Δε*t*% (*Nr*/20)

На рис. 16 показана инженерная зависимость допустимого числа циклов от размаха деформаций для стали Eurofer 97 [20], полученная на основе экспериментальных данных с учётом запасов по числу циклов (20-кратный запас) и амплитуде напряжений (2-кратный запас). В начале определим допустимое число циклов для модели свободного канала. В соответствии с рис. 16 допустимое число циклов для модели 2 при размахе деформаций 0,09% (угол канала) составляет более $10^6$. Полученное значение является оценкой сверху.

При использовании расчётной модели, учитывающей взаимодействие каналов между собой, можно получить более консервативную оценку допустимого числа циклов — оценку снизу. При размахе деформаций 0,32% (угол канала) допустимое число циклов по кривой, представленной на рис. 16, составляет менее $2{\cdot}10^3$. Данная зона является концентратором напряжений, значения в которой сильно зависят о технологии изготовления и наличия/отсутствия галтели. Оценка, выполненная по размаху деформаций в центральной части канала (0,19%), показывает, что допустимое число циклов составляет ~$10^5$. Режим работы реактора ИТЭР предполагает работу в течение $3{\cdot}10^4$ циклов, т.е. полученные значения допустимого числа циклов для канала по порядку сопоставимо с требуемым в ИТЭР.

В данной работе получены предельные значения (снизу и сверху) допустимого числа циклов работы для модели, имитирующей концепцию DCLL: оценка сверху даёт $10^6$ циклов (расчётная модель свободного канала) и оценка снизу ~$2{\cdot}10^3$ (консервативная расчётная модель). Искомое значение допустимого числа циклов будет располагаться между этими двумя значениями. Полученные результаты показывают, что для ряда конструкций модулей бланкета пульсации температуры высокой интенсивности, которые возникают в жидкометаллическом теплоносителе при взаимодействии термогравитационной конвекции и магнитного поля, могут вносить существенный вклад в циклическую прочность.

Далее необходимо выделить ряд факторов, которые могут как увеличить, так и снизить полные напряжения в конструкции, но которые на данном этапе работ авторы работы не могут учесть в анализе. В расчёте определения размаха деформаций не были учтены электромагнитные силы, действующие на конструкцию модуля бланкета при срывах плазмы, значения которых могут быть весьма существенны в силу большого значения магнитного поля (~4—5 Тл в зоне расположения испытательных модулей бланкета) и генерируемых в конструкциях токов, значения которых могут достигать килоамперных значений. Очевидно, что наличие дополнительной циклической нагрузки приведёт к увеличению размаха деформаций, что снизит допустимое число циклов. В рассмотренной в качестве примера конструкции бланкета концепции DCLL предполагается использовать электро- и теплоизолирующие вставки [11], что должно предотвратить чрезмерный разогрев стенок модуля и, как следствие, снизить термические напряжения и увеличить ресурс.

Отдельным вопросом стоит обозначить влияние коррозионной активности на стенки трактов охлаждения. В случае жидкометаллической коррозии этот вопрос представляет особенную сложность ввиду отсутствия ресурсных испытаний и наработок в этой области. Из сказанного следует, что представленные в данной работе оценки являются недостаточными и вопрос влияния высокоамплитудных низкочастотных пульсаций температуры на циклическую прочность стенок трактов охлаждения, использующих жидкие металлы, нуждается в дальнейшем исследовании.

Анализ результатов, полученных для моделей 1 и 3, затруднён ввиду ограниченности литературных данных по кривым усталости для данных конструкционных материалов. Однако сопоставление значений размахов напряжений показывает преимущества модели 1, имитирующей модуль бланкета концепции LLCB.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведён анализ имеющихся в настоящее время экспериментальных данных о нестационарных температурных режимах, реализующихся в вертикальных каналах жидкометаллических систем реакторов-токамаков. На его основе сформулирован подход для экстраполяции представлений о явлениях смешанной конвекции, сопровождающихся интенсивными пульсациями температуры, в область режимных параметров перспективных проектов жидкометаллических модулей. Эквивалентный тепловой поток для проектов взят оценочно и должен быть уточнён, например, по результатам численного моделирования стационарными расчётными кодами. В работе приведены результаты предварительных оценок напряжённо-деформированного состояния конструкций модулей бланкета, выполненные с учётом возможных пульсаций температуры. Пульсации температуры в термомеханическом отношении способны критически снизить ресурс конструкций.

Результаты прочностных расчётов имеют оценочный (гипотетический) характер, поскольку экспериментально полученные пульсационные характеристики температур экстраполированы в область, где характерные параметры существенно отличаются от экспериментальных. Цель таких расчётов — определить необходимость дальнейшего изучения термогравитационной конвекции в сильных магнитных полях и интенсивных тепловых потоках.

Работа выполнена при поддержке РНФ, проект № 14-50-00124.

## REFERENCES

1. **Kovalenko V.G., Leshukov A.Y., Tomilov S.N., Razmerov A.V., Strebkov Y.S., Sviridenko M.N., Vitkovsky I.V.** Progress in design development and research activity on LLCB TBM in Russian Federation. — Fusion Engineering and Design, 2016, vol. 35, p. 142.
2. **Abdou M. et al.** Blanket/first wall challenges and required R&D on the pathway to DEMO. — Fusion Engineering and Design, 2015, vol. 100, pp. 2—43.
3. **Genin L.G., Sviridov V.G.** Hydrodynamics and heat exchange of MHD-flows in channels. — M.: Pub.house MEI, 2001. 200 p. (in Russian).
4. **Petukhov B.S., Polyakov A.F.** Heat exchange at mixed turbulent convection. — M.: Nauka (Science), 1986. 192 p. (in Russian).
5. **Kirillov I.R., Obukhov D.M., Genin L.G. et al.** Buoyancy effects in vertical rectangular duct with coplanar magnetic field and single sided heat load. — Fusion Engineering and Design, 2016, vol. 104, pp. 1—8.
6. **Razuvanov N.G., Sviridov V.G., Sviridov E.V. et al.** Experimental study of liquid metal heat, transfer in a vertical heated channel affected by a coplanar magnetic field. — Magnetohydrodynamics, 2016, vol. 52, № 1, pp. 171—180.
7. **Poddubnyi I.I., Pyatnitskaya N.Yu., Razuvanov N.G., Sviridov V.G., Sviridov E.V., Leshukov A.Yu., Aleskovskiy K.V., Obukhov D.M.** Heat transfer investigation at liquid metal flowing in fusion reactor condition**.** — VANT. Ser. Termoyadernyi sintez (Problems of Atomic Science and Technology. Ser. Thermonuclear Fusion), 2015, vol. 38, issue 3, pp. 5—15 (in Russian).
8. **Shpanskiy Yu.S., Bulatov N.V., Sviridov V.G., Razuvanov N.G.** Heat exchange of molten metal in tokamak reactor conditions: possible unpleasantnesses. — In coll.: Materials of scientific conference «Problems of thermonuclear energetics and plasma technologies». Moscow, 2009, pp. 155—159 (in Russian).
9. **Tilting** probe for measuring the temperature and velocity fields**.** Usefull model RU 157153 U1 (in Russian).
10. **Belyaev I.A., Listratov Y.I., Melnikov I.A., Razuvanov N.G., Sviridov V.G., Sviridov E.V**. Engineering approach to numerical simulation of MHD heat transfer. — Magnetohydrodynamics, 2016, vol. 52, № 3, p. 287.
11. **Smolentsev S. et al.** Dual-coolant lead–lithium (DCLL) blanket status and R&D needs. — Fusion Engineering Design, 2015, vol. 100, pp. 44—54.
12. **Malang S., Mattas R.** Comparison of lithium and the eutectic lead-lithium alloy, two candidate liquid metal breeder materials for self-cooled blankets. — Fusion Engineering Design, 1995, vol. 27, pp. 399—406.
13. **Chirkin V.S.** Thermophysical properties of materials. — M.: Ripol Classic, 2013 (in Russian).
14. **De les Valls E.M. et al.** Lead-lithium eutectic material database for nuclear fusion technology. — J. Nucl. Mater., 2008, vol. 376, № 3, pp. 353—357.
15. **Kirillov P.L., Deniskina N.B.** Thermophysical properties of molten metal coolants. Reference tables and relations. — M.: TsNIIatominform (CRIatominform), 2000, p. 42 (in Russian).

16. **Norms** of strength calculation of reactor elements, steam generators, vessels and pipelines of nuclear power plants, experimental and research nuclear reactors and facilities. — M.: Metallurgiya (Metallurgy), 1973 (in Russian).
17. **Norms** of strength calculation of equipment and pipelines of nuclear power plants. PNAE G-7-002-86. Gosatomenergonadzor of the USSR.. — M.: Energoatomizdat, 1989. 525 p. (in Russian).
18. **Bobkov V.P., Blokhin A.I., Rumyantsev V.N., Solov'ev V.A., Tarasikov V.P.** Reference book on materials properties for perspective reactor technologies. Vol. 5. Properties of reactor steels and alloys. Under the general editorship of Poplavskiy V.M. — M.: IzdAT, 2014. 584 p. (in Russian).
19. **Leont'eva-Smirnova M.V., Agafonov A.N., Ermolaev G.N., Ioltukhovskiy A.G. et al.** Microstructure and mechanical properties of low-activity ferritic-martensitic steel EK-181 (RUSFER-EK-181). — Perspektivnye materialy (Perspective materials) , 2006, № 6, pp. 40—52 (in Russian).
20. **Mergia K., Boukos N.** Structural, thermal, electrical and magnetic properties of Eurofer 97 steel. — J. Nucl. Mater., 2008, vol. 373, pp. 1—8.
21. **Loomis B.A., Nowicki L.J., Smith D.L.** Tensile properties of vanadium and vanadium base alloys. — Fusion Materials Semiannual Progress Report for Period Ending. March 31, 1991, DOE/ER0313/10, pp. 145—155.
22. **Priede J., Aleksandrova S., Molokov S.** Linear stability of Hunt's flow. — J. of Fluid Mechanics, 2010, vol. 649, pp. 115—134; doi: 10.1017/S0022112009993259.
23. **Vetcha N., Smolentsev S., Abdou M.** Stability analysis for buoyancy-opposed flows in poloidal ducts of the DCLL blanket. — Fusion Science and Technology, 2011, vol. 60, № 2, pp. 518—522.
24. **Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.** The Finite-Element Method. Volume 2: Solid Mechanics. Butterworth—Heinemann, Fifth edition, 2000.
25. **Vardanyan G.S., Andreev V.I., Atarov N.M., Gorshkov A.A.** Strength of materials with elasticity and plasticity basis. — M.: Publishing house ASV, 1995. 572 p. (in Russian).
26. **Leshukov A.Yu., Kapyshev V.K., Kartashev I.A., Kovalenko V.G. et al.** Overview of Russian Federation activity on the LLCB TBM design and analysis. — Fusion Engineering Design, 2012, vol. 87, pp. 1487—1494.

## AUTHORS

**Belyaev I.A.** Joint Institute for High Temperatures of RAS, ul. Izhorskaya 13 stroenie 2, 125412 Moscow, Russia; bia@ihed.ras.ru

**Poddubnyi I.I.** Joint Stock Company «N.A. Dollezhal Research and Development Institute of Power Engineering» (JSC «NIKIET»), ul. M. Krasnosel'skaya 2/8, 107140 Moscow, Russia; poddubnyyii@nikiet.ru

**Razuvanov N.G.** Joint Institute for High Temperatures of RAS, ul. Izhorskaya 13 stroenie 2, 125412 Moscow, Russia; nikita.razuva-nov@mail.ru

**Sviridov V.G.** Joint Institute for High Temperatures of RAS, ul. Izhorskaya 13 stroenie 2, 125412 Moscow, Russia; sviridovVG@mpei.ru

Received 15 November 2017
Problems of Atomic Science and Technology
Ser. Thermonuclear Fusion, 2018, vol. 41, issue 1, pp. 41—52.