

УДК 621.0

Н.А. МАХУТОВ, чл.-корр. РАН, д-р техн. наук, проф.главный научный сотрудник^{1,2}

E-mail: kei51@mail.ru

М.М. ГАДЕНИН, канд. техн. наукведущий научный сотрудник¹

E-mail: safety@imash.ru

¹Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, г. Москва, Россия²ООО «НИИ Транснефть», г. Москва, Россия*Поступила в редакцию 20.06.2017.*

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕСУРСА ЭЛЕМЕНТОВ ТЕРМОЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ С УЧЕТОМ ПАРАМЕТРОВ ТРИБОФАТИКИ

Приведены результаты расчетно-экспериментальных исследований долговечности применительно к условиям работы элементов термоядерной установки на базе методов классической циклической прочности и трибофатики (с учетом фреттинг-эффекта) с использованием образцов из циркониевой бронзы. Показано, что влияние контактных воздействий применительно к сложным и ответственным элементам рассматриваемой установки типа токамак в диапазоне комнатной и повышенных температур и в соответствующих условиях нагружения выражается в снижении циклической прочности. При этом долговечность, определенная для исследованного материала на гладких цилиндрических образцах в условиях однородного напряженного состояния, при наличии контактных воздействий снижается, что может быть учтено соответствующим, определяемым экспериментально, коэффициентом.

Ключевые слова: прочность, ресурс, контактное воздействие, трибофатика, токамак, напряженное состояние, долговечность, образец, испытания

При создании термоядерных установок типа токамак (с тороидальной камерой и магнитными катушками для удержания плазмы) особое значение принадлежит решению проблем механики деформирования и разрушения применительно к условиям работы основных узлов их конструкции. Известно, что характерной особенностью функционирования крупных токамаков как механических систем является наличие значительных пондеромоторных нагрузок, действующих в сочетании с особыми условиями работы основных систем установки: электромагнитной системы (ЭМС) и разрядной камеры [1].

В электромагнитных системах токамаков возникают усилия в сотни тысячи тонн, приводящие к высокой механической напряженности элементов их конструкции. При этом в сверхпроводящих ЭМС конструкционные, токонесущие и изоляционные материалы работают при криогенных температурах (до 4,2 К), существенно влияющих на физико-механические свойства этих материалов и их кинетику. Разрядные камеры токамаков подвергаются сложному воздействию механических, электромагнитных (в т. ч. контактных), тепловых и радиационных нагрузок [2–4].

Специфика нагруженности элементов токамаков состоит также в том, что эти установки работают в импульсном режиме, поэтому их силовые эле-

менты подвергаются циклическому нагружению. Вследствие этого расчет и проектирование таких элементов следует проводить, исходя из реального ресурса их работоспособности и используя аппарат малоциклового и многоциклового прочностного с учетом наличия циклического упругопластического деформирования материалов. Расчетно-экспериментальные исследования полей деформаций в элементах конструкции позволяют определить соотношения между уровнями полей напряжений и деформаций в опасных зонах [2–12].

Термоядерная установка ТСП (токамак с сильным магнитным полем), применительно к элементам которой в Институте атомной энергии им. И.В. Курчатова (сейчас НИЦ «Курчатовский институт») и в Институте машиноведения им. А.А. Благонравова АН СССР (сейчас Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН) были выполнены настоящие исследования, предназначена для проведения физического эксперимента по изучению поведения плазмы в условиях, близких к условиям термоядерного зажигания при минимальных технико-экономических затратах. Использование сильных магнитных полей для удержания плазмы дает возможность существенно снизить размеры электромагнитной системы токамака и величину запасаемой в ней энергии, а комбинированное адиабатическое

сжатие — значительно расширить возможности эксперимента. Однако стремление увеличить магнитное поле требует решения ряда сложных инженерно-технических проблем.

Конструктивно рассматриваемая установка токамак типа ТСП состоит (рисунок 1) из разрядной камеры в виде замкнутого тора некругового сечения, вдоль которого расположено 32 секции обмотки тороидального поля (ОТП). Обмотки 3 полоидальных полей (ОПП) расположены снаружи ОТП. Каждая секция ОТП выполнена в виде одновиткового токопровода (шины) 2 из циркониевой бронзы, помещенного в бандаж 1 из высокопрочной немагнитной стали. Секции ОТП соединены между собой таким образом, что в результате образуется замкнутая толстостенная тороидальная оболочка.

Взаимодействие токов ОТП с тороидальными и полоидальными полями приводит к появлению значительных ponderomotorных сил, действующих в плоскости ОТП, и опрокидывающих моментов, стремящихся повернуть плоскости секций ОТП вокруг их горизонтальных осей. Применительно к рассматриваемому режиму суммарное вертикальное усилие, разрывающее ОТП, составляет 128 МН, результирующая центростремительная сила — 108 МН, а величина крутящего момента относительно вертикальной оси установки — 30 МН·м. Кроме усилий, вызванных взаимодействием магнитных полей и токов, в ОТП возникают значительные усилия, являющиеся следствием нагрева проводника. Обеспечение

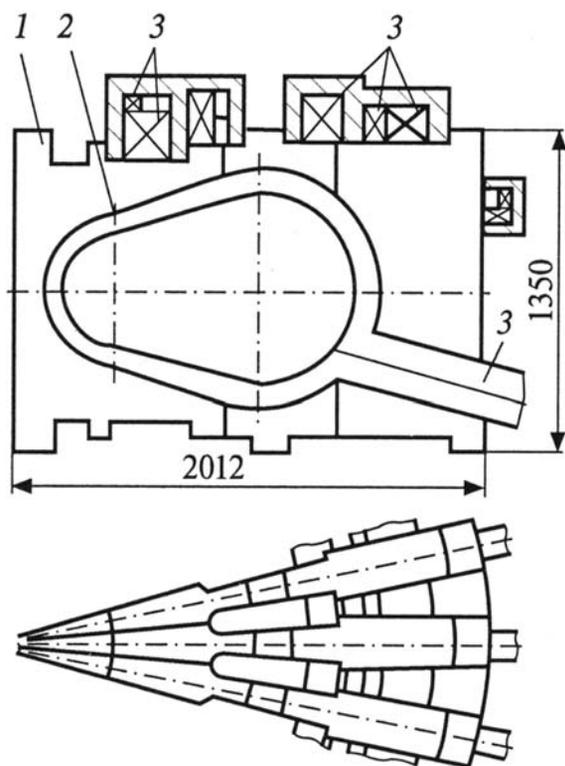


Рисунок 1 — Конструктивная схема электромагнитной системы ТСП

прочности обмоток тороидального поля (ОТП) при воздействии этих сил — одна из наиболее сложных задач трибофатики [7, 8] при разработке ЭМС.

Как известно, ранее имел место эксплуатационный отказ уникального турбогенератора мощностью 1200 МВт, который получил название «трибофатической бомбы» [7–9], поскольку было обнаружено повреждение ротора многочисленными трещинами фреттинг-усталостного происхождения несмотря на то, что был обеспечен более чем 10-тикратный запас его прочности (по условиям сопротивления усталости). Анализ [9], показал, что подобная бомба «зарыта» и в проекте термоядерного реактора с сильным магнитным полем. Как установлено ниже, в современной конструкции условия для трибофатической бомбы отсутствуют.

Анализ общей нагруженности элементов рассматриваемой в данной работе установки показал, что решить задачу обеспечения прочности ее электромагнитной системы с традиционными коэффициентами запаса и величинами допускаемых напряжений [1–13] без учета трибофатических факторов не представляется возможным. Поэтому с учетом ограничения расчетного числа рабочих импульсов расчет анализируемых элементов конструкции установки выполнялся с использованием предельных характеристик прочности материала.

Следует отметить, что особая специфика применения методов экспериментальной механики для определения параметров напряженно-деформированных состояний элементов термоядерной установки заключается прежде всего в том, что режимы ее работы предполагают наличие импульсных магнитных полей до 20 Тл при одновременном изменении температуры токонесущих элементов до 250 °С и высоком уровне (до 1,2 %) имеющих место (измеряемых) деформаций. При этом достоверные данные о воздействии импульсных магнитных полей такого уровня, например, на элементы проволоочной тензометрии ограничены [2–4, 14]. Оптическая тензометрия позволяет избежать влияния электромагнитных воздействий, однако ее применение ограничено температурой до 120 °С и деформациями до 0,35 %.

С учетом импульсного нарастания деформаций и возможности перехода наиболее нагруженных элементов клиновидной части банджа и токопроводящей шины в пластическое состояние для изучения полей напряжений оказалось возможным использование метода хрупких тензочувствительных покрытий [3, 4], что и было реализовано при магнитных полях, достигающих 14 Тл.

Результаты анализа напряженно-деформированного состояния таких основных силовых элементов установки, как ее секции, бандаж и др., позволили определить их оптимальные конструктивные формы с учетом упругопластического

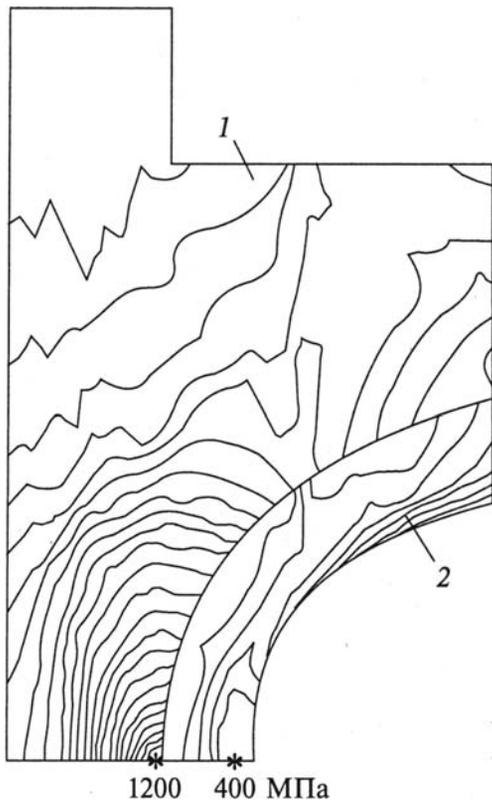


Рисунок 2 — Изолинии интенсивности напряжений, действующих в бандаже (1) и шине (2)

поведения материалов под действием пондеромоторных сил и термических напряжений. На рисунке 2 представлено распределение максимальных напряжений в блоке ОТП от действия на обмотку пондеромоторных сил в плоскости блока с учетом нагрева проводника. При этом звездочками и соответствующими числовыми значениями отмечены точки локальных максимумов действующих напряжений. Предварительная оценка ресурса в этом случае показала, что ЭМС способна выдержать заданное проектом количество полномасштабных рабочих циклов пусков и остановок ($N_n = 1000$).

Определение импульсных нагрузок на внутренней поверхности обмотки магнита по измеренным напряжениям, возникшим из-за нагрузок в отдельных зонах конструкции, является обратной задачей экспериментальной механики.

Разрешающее уравнение, связывающее напряжения, определенные по измерениям в некоторой зоне (рисунок 3 а), с искомым вектором нагрузки на части поверхности, записывается в виде системы интегральных уравнений Фредгольма первого рода [15]. Нахождение решения этой системы представляет собой некорректно поставленную задачу, в которой малым возмущениям исходных данных могут соответствовать сколь угодно большие возмущения решения, в силу чего [16] выбирается регуляризирующий алгоритм. Экстремаль функционала при значении параметра регуляризации, соответствующим образом со-

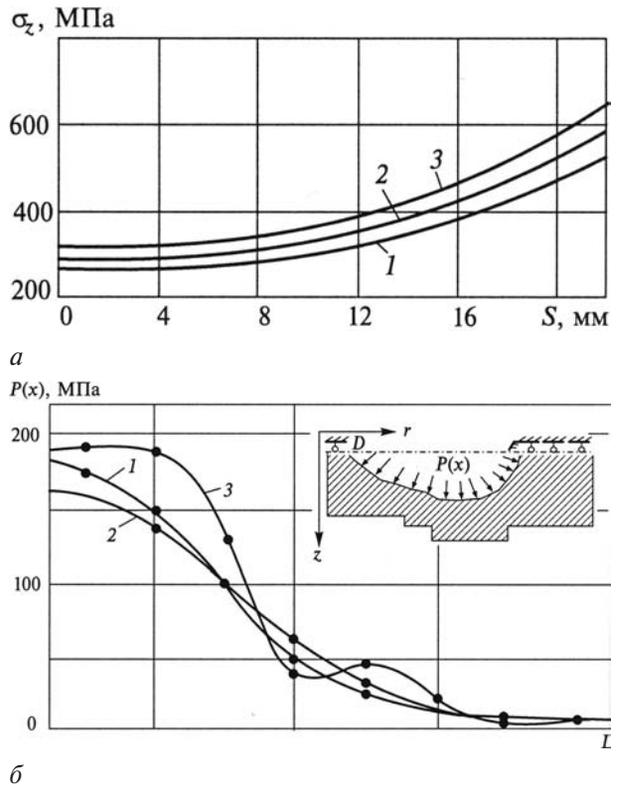


Рисунок 3 — Основные напряжения в узком сечении бандажа ОТП (а) и распределение давления на стенку тороидальной камеры (б): S — область измерения; L — область нагружения

гласованного с погрешностью исходных данных, является решением этой задачи.

Восстановление магнитного давления ($p(x)$ на рисунке 3 б) в модели проводилось по данным измерений деформаций, выполненных в узком сечении бандажа. По измеренным деформациям были определены осевые напряжения в перемычке тороидальной камеры при нагружении магнитным полем. На рисунке 3 а изображены эпюры осевых напряжений в сечении бандажа σ_z , определяющие «коридор ошибок» (кривые 1–3) и построенные на основе экспериментальных данных. Соответствующие им расчетные эпюры давления магнитного поля на внутренний контур шины $p(x)$ представлены на рисунке 3 б кривыми 1–3. Приведенные результаты характеризуются удовлетворительным качеством восстановления и согласования с априорными представлениями о распределении магнитного давления.

Для изготовления токонесущих элементов, подвергающихся в процессе работы установки циклическому нагреву, используется циркониевая бронза. С целью определения ее сопротивления малоциклового деформированию и разрушению при повышенных температурах были проведены соответствующие испытания образцов этого материала. Расчетные кривые малоциклового усталости для циркониевой бронзы при жестком изотермическом циклическом нагружении показаны на рисунке 4, где нижняя пунктирная кривая построена по нормативному уравнению типа (1) [2–4, 10, 11]

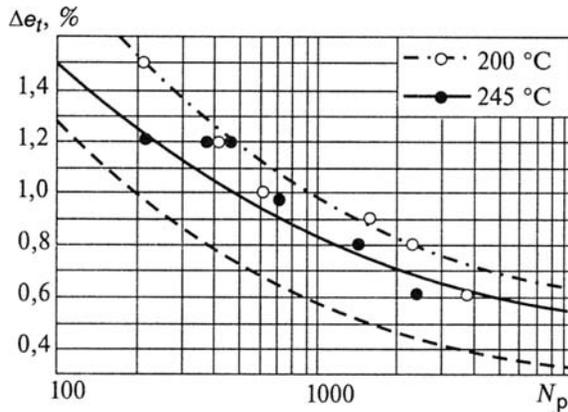


Рисунок 4 — Расчетные кривые малоциклового усталости и соответствующие экспериментальные данные (точки) для циркониевой бронзы при температурах 200 и 245 °С

и характеризует нижнюю, консервативную границу малоциклового долговечности N_p :

$$\Delta e = C_p \cdot N_p^{-m_p} + C_e \cdot N_p^{-m_e}, \quad (1)$$

где Δe — размах циклической упругопластической деформации; C_p и C_e — константы материала, характеризующие соответственно пластическую и упругую составляющие полного размаха циклической деформации и определяемые через характеристики его механических свойств; m_p и m_e — показатели степени кривой малоциклового усталости в области преобладающих пластических и упругих деформаций соответственно, которые также определяются по механическим характеристикам материала [2–4].

Сплошная кривая на рисунке 4, построенная по данным эксперимента (по точкам на рисунке 4), характеризует фактическое сопротивление малоциклового усталости исследуемого материала — циркониевой бронзы при температурах испытаний 200 и 245 °С.

Для исследуемого материала — циркониевой бронзы — характеристики механических свойств по

данным испытаний имели следующие величины: предел прочности $\sigma_b = (310 \div 330)$ МПа, пределы текучести $\sigma_T = (180 \div 190)$ МПа и $\sigma_{0,2} = (230 \div 240)$ МПа, модуль упругости $E = (130 \div 150)$ ГПа, относительное поперечное сужение $\psi_k = (70 \div 75)$ %, деформация на пределе прочности $e_b = (10 \div 15)$ %. С учетом этих данных параметры уравнения (1) имели значения: $m_e = 0,037$, $m_p = 0,4$, $C_e = 0,53 \div 0,54$, $C_p = 8,75$ для $t = 200$ °С и $C_p = 6,8$ для $t = 245$ °С. Пунктирными линиями на рисунке 4 показаны верхние и нижние положения расчетных кривых циклической прочности.

Определение параметров напряженно-деформированных состояний для анализа прочности и ресурса исследуемых элементов термоядерной установки является важнейшей информацией, позволяющей оценивать возможное рабочее число ее циклов. Получаемая при этом расчетная и экспериментальная информация о полях температур, напряжений, деформаций и перемещений необходима в качестве исходных данных для расчетного определения характеристик прочности, ресурса и живучести ее высоконагруженных несущих конструктивных элементов.

Выполненные анализ и моделирование процессов деформирования элементов термоядерной установки в рабочем режиме показали, что на поверхности контакта между бандажом и шиной из-за различия в перемещениях и наличия контактных взаимодействий возникают эффекты фреттинг-усталости. Это обстоятельство требует особого исследования, поскольку, как известно из фундаментальных основ трибофатики [7, 8], существенным образом сказывается на интегральных параметрах прочности и ресурса.

Как отмечалось выше, экспериментальное определение характеристик механических свойств бронзы осуществлялось на образцах, изготовленных из поставляемых полукольцевых поковок со сред-

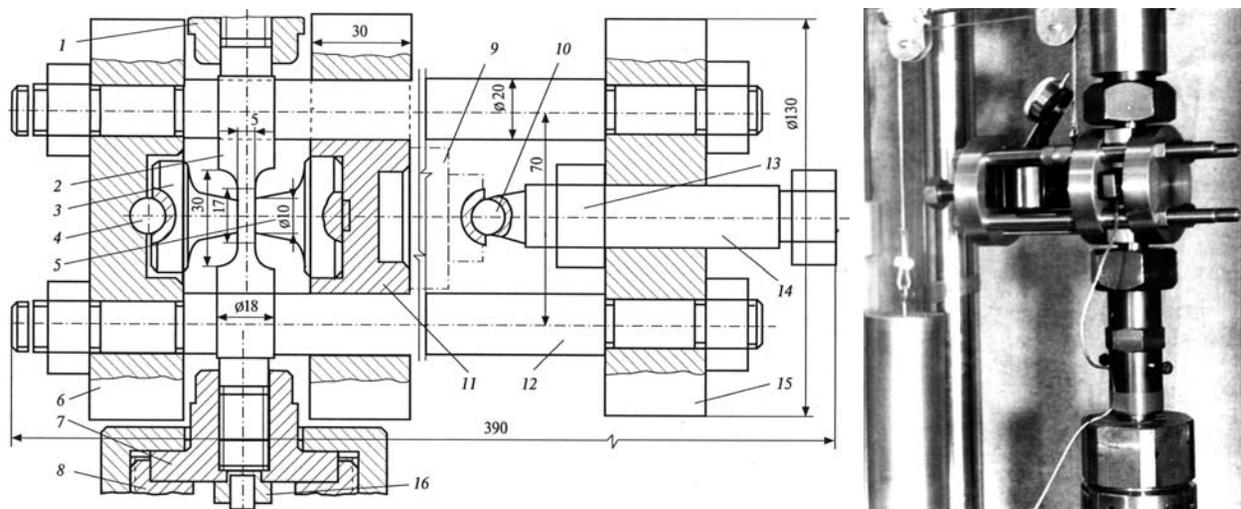


Рисунок 5 — Схема нагружающего устройства (а) и его общий вид (б) для проведения циклических испытаний образцов с контактным взаимодействием

ним радиусом 270 мм и сечением 110×140 мм. Образцы вырезались из этих поковок вдоль волокон, т. е. в направлении продольной оси полукольца.

Для проведения циклических испытаний в условиях, имитирующих работу шин в контактом взаимодействии с бандажом при комнатной температуре, было разработано специальное нагружающее устройство (рисунок 5), создающее поперечную нагрузку на образец, рабочий участок которого выполнялся в виде пластины сечением 5×18 мм.

Испытания образцов 2 проводились на установке для циклического нагружения (см. рисунок 5 а) с их закреплением в активном захвате 8 и размещением на рабочей части тензометрического деформометра для регистрации продольных деформаций и записи диаграмм циклического деформирования. Хвостовики образца завинчиваются в переходниках 1 и 7 и стопорятся торцевыми гайками 16 для предотвращения ослабления резьбовых соединений при циклическом нагружении. Фронтальные плоскости рабочего участка образца 2 в процессе испытания контактируют с фрикционными пуансонами 3 и 5 (диаметр контактного пятна ~10 мм) нагружающего устройства, создающего двустороннюю поверхностную нагрузку в зоне контактного трения. При этом продольная устойчивость рабочего участка образца в полциклах сжатия была обеспечена.

Устройство состоит из четырех стержней 12, скрепленных планшайбами 6 и 15, между которыми располагаются подвижная относительно стержней планшайба 11 и динамометр 9. На смежных торцах планшайб 6 и 11 размещены фрикционные пуансоны 3 и 5, нагружаемые прижимным болтом 14 через динамометр и шарнир 10, обеспечивающий центральное приложение поперечной нагрузки. Стопорная гайка 13 препятствует ослаблению затяжки болта 14. Шарнир 4 пуансона 3 устраняет угловые несоосности в нагружающем устройстве. Усилие на концах пуансона, контактирующих с образцом, фиксируется по индикатору, установленному на динамометре 9. Рабочая контактная нагрузка, прикладываемая нагружающим устройством, составляет 80 МПа, а предельная может достигать 150 МПа. Величина поперечного усилия на рабочем участке образца при циклическом продольном нагружении изменяется не более чем на ±5÷7 МПа, т. е. на 5÷10 %, чему в определенной мере способствует отдача (в полциклах растяжения) упругой энергии, накопленной сжатия динамометром 9.

Тарировка устройства осуществлялась с помощью прецизионного штатного динамометра испытательной установки. Перед тарировкой ослабляли гайки, фиксирующие левую планшайбу 6, и смещали ее до упора влево, завинчивая болт 14 (при сведенных пуансонах). Устройство устанавливали вертикально в захватах установки и на-

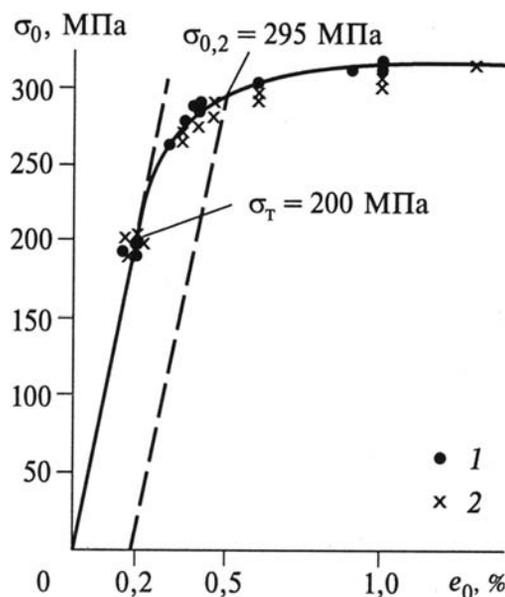


Рисунок 6 — Диаграмма деформирования, полученная при 20 °С в исходном нагружении при однородном напряженном состоянии и в условиях контактного воздействия: 1 — гладкий цилиндрический образец; 2 — образец с контактным воздействием

гружали через планшайбу 6 осевым усилием. Тарировочная характеристика устройства в рабочем диапазоне нагрузок была практически линейной.

Нагружающее устройство перед его установкой на образец вывешивалось на кронштейне, закрепленном на верхнем захвате испытательной установки и центрировалось относительно рабочего участка образца с помощью вкладышей, установленных на переходниках 1 и 7, в которых и был закреплен образец.

Диаграмма деформирования, зарегистрированная в процессе исходного нагружения (нулевой полцикл) с контактным воздействием на образец (см. рисунок 5), которое было реализовано с использованием описанного выше устройства, а также результаты нагружения гладкого цилиндрического образца при 20 °С без контактного воздействия, приведены на рисунке 6. Из сопоставления этих данных видно, что наличие контактного воздействия практически не оказывает влияния на диаграмму деформирования в процессе исходного нагружения.

В общем случае понятие долговечности элемента конструкции или образца при циклическом нагружении разделяется на долговечность до образования трещины N_t определенного размера и долговечность до полного разрушения N_p . Приведенное выше выражение (1) для оценки долговечности до разрушения N_p при его представлении в общих параметрах может быть использовано и для определения числа циклов до образования трещины N_t

$$2e_a = C_p \cdot N_t^{-m_p} + C_e \cdot N_t^{-m_e}, \quad (2)$$

где $2e_a = \Delta e$ удвоенная амплитуда упругопластической деформации, представляющая ее размах в цикле нагружения.

Уравнение (2) для оценки долговечности по образованию трещины используется, как правило, при жестком (с постоянной амплитудой деформации $e_a = \text{const}$) нагружении. При этом момент образования макротрещины фиксируется при достижении ее длины по окружности рабочей части образца порядка 0,1–0,5 мм с глубиной 0,2–0,3 мм.

Если полную амплитуду циклической деформации e_a представить в виде суммы ее пластической e_{ap} и упругой e_{ae} составляющих как $e_a = e_{ap} + e_{ae}$, то с учетом выражения (1) отдельные члены уравнения (2) могут быть записаны в виде выражений, характеризующих вклад каждой из названных пластической и упругой составляющих амплитуды полной циклической деформации в процесс разрушения:

$$2e_{ap} = C_p \cdot N_T^{-m_p}; \quad 2e_{ae} = C_e \cdot N_T^{-m_e}. \quad (3)$$

При количественном определении через характеристики механических свойств исследуемой циркониевой бронзы входящих в выражение (2) параметров это выражение примет вид [2–4, 10]

$$e_a = 0,25e_k \cdot N_T^{-m_p} + 0,435 \frac{S_k}{E} N_T^{-m_e}. \quad (4)$$

На рисунке 7 для исследуемой ковanej циркониевой бронзы в двойных логарифмических координатах «размах пластической деформации (ширины стабильной петли гистерезиса δ) — долговечность до образования трещины» — $\lg \delta - \lg N_T$

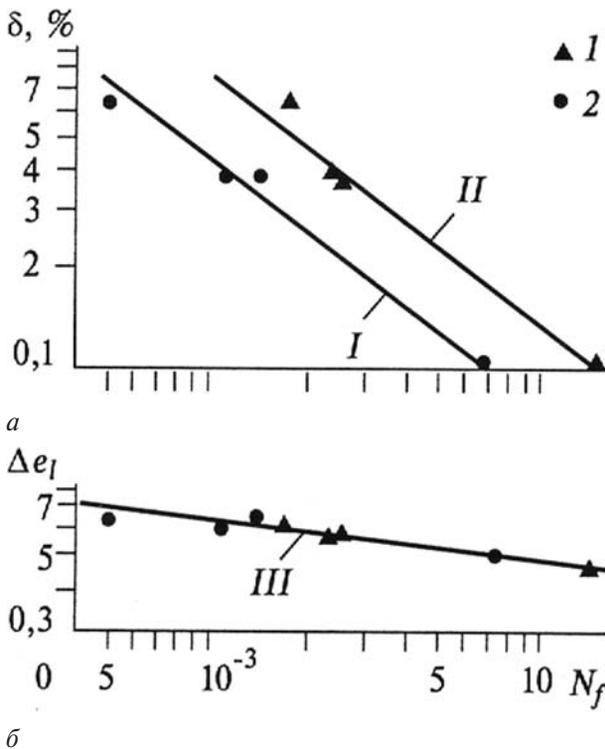


Рисунок 7 — Зависимость числа циклов до образования трещин от размахов пластической (а) и упругой (б) деформации при испытаниях циркониевой бронзы на гладком цилиндрическом образце (1) и образце с контактным воздействием (2) при 20 °С

и «размах упругой деформации — долговечность до образования трещины» — $\lg \Delta e_e - \lg N_T$ представлены результаты малоцикловых испытаний, полученные при 20 °С для гладких цилиндрических образцов и образцов с контактным воздействием по рисунку 5.

С учетом выражений (3) и (4) представленные на рисунке 7 кривые могут быть описаны следующими выражениями:

- кривая I:
$$\Delta e_p = \delta = 80,0 N_T^{-0,75}; \quad (5)$$

- кривая II:
$$\Delta e_p = \delta = 140,0 N_T^{-0,75}; \quad (6)$$

- кривая III:
$$\Delta e_e = 1,30 N_T^{-0,10}. \quad (7)$$

Из выражений (5) и (6) и рисунка 7 а следует, что если при жестком малоцикловом нагружении в условиях контактного воздействия в качестве параметра, определяющего в этих условиях долговечность до образования трещин N_{TK} , принимать размах пластической деформации $\Delta e_p = \delta$, то при равном размахе для гладких цилиндрических образцов с долговечностью N_T коэффициент снижения этой долговечности от наличия эффекта контактного воздействия составит $k_k = N_{TK} / N_T \approx 0,57$, что соответствующим образом характеризует дополнительное повреждающее действие в зоне контакта. Если с этой же целью проанализировать использование параметра размаха упругой деформации Δe_e (выражение (7) и рисунок 7 б), то можно видеть, что эффект наличия контакта в этих условиях практически не сказывается на изменении долговечности, т. е. при использовании для определения долговечности в условиях наличия контакта выражений типа (2) и (4) с полным размахом циклической упругопластической деформации, корректировке на коэффициент k_k подлежит только их член, характеризующий циклическую пластическую деформацию.

Сопротивление малоцикловому разрушению гладких цилиндрических образцов из циркониевой бронзы при жестком циклическом упругопластическом деформировании исследовалось также при повышенных температурах 200 и 245 °С. При этом было установлено, что показатели степени в выражениях (5) и (6), полученные в испытаниях при 20 °С, незначительно отличаются от показателя степени в зависимости, описывающей экспериментальные данные для размаха пластической деформации при температурах 200 и 245 °С, и соответствующее уравнение для определения долговечности имеет вид:

$$\Delta e_p = \delta = 52,5 N_T^{-0,65}. \quad (8)$$

Это обстоятельство дает возможность по результатам испытаний при 20 °С в первом приближении оценить влияние контактного воздействия и в области повышенных температур. Для этого в выражении (8) показатель степени можно оста-

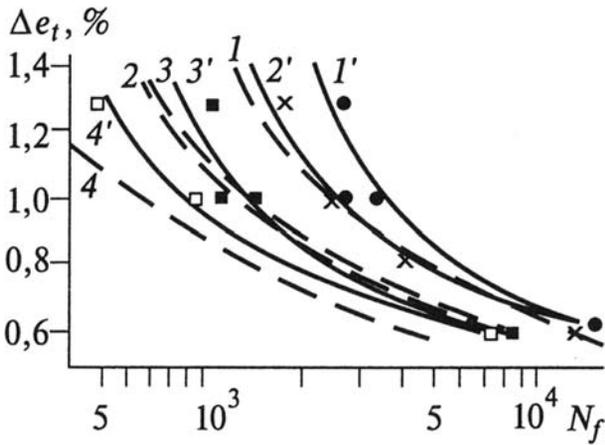


Рисунок 8 — Расчетные (1, 2, 3, 4) и экспериментальные кривые усталости по образованию трещины (2', 4') и разрушению (1', 3') для гладких цилиндрических образцов (1', 2') и образцов с контактным воздействием (3', 4') при температуре 20 °С

вить без изменений, а ввести в него полученный для 20 °С корректирующий коэффициент k_k . При этом выражение для размаха упругой деформации, полученное при температурах 200 и 245 °С для гладких цилиндрических образцов, также оставить без изменений:

$$\Delta e_p = \delta = 30,0 N_T^{-0,65}; \quad (9)$$

$$\Delta e_e = 0,80 N_T^{-0,06}. \quad (10)$$

На рисунке 8 представлены полученные на основе изложенных выше положений результаты определения долговечности как для гладких цилиндрических образцов, так и образцов с контактным воздействием из циркониевой бронзы в рассматриваемых условиях.

По выражениям (6) и (7), (5) и (7), (8) и (10), (9) и (10) на рисунке 8 в координатах $\Delta e - \lg N_T$ (где $\Delta e = \delta + \Delta e_e$ — размах полной деформации) построены расчетные кривые усталости, соответственно 1, 2, 3 и 4. При этом видно, что кривая 2 для испытаний в условиях контактных воздействий (фреттинг-эффект) при 20 °С характеризуется в 2–2,5 раза меньшими долговечностями по сравнению с данными для гладких цилиндрических образцов при этой же температуре (кривая 1). В диапазоне температур 200–245 °С число циклов до образования трещины в условиях контактного воздействия (кривая 4) также приблизительно в 2–2,5 раза меньше, чем в испытаниях при однородном напряженном состоянии (кривая 3).

Из приведенных данных по исследованию ресурса на базе методов классической циклической прочности и трибофатики (с учетом фреттинг-эффекта) на долговечность образцов из циркониевой бронзы следует, что для учета влияния контактных

воздействий применительно к сложным и ответственным конструкциям термоядерной установки типа токамак в диапазоне повышенных температур и названных выше условиях долговечность, определенная на гладких цилиндрических образцах в условиях однородного напряженного состояния, должна быть уменьшена на коэффициент снижения k_k , достигающий величин $k_k = 2-2,5$.

Работа выполнена за счет средств гранта Российского научного фонда (проект № 14-19-00776-П).

Список литературы

1. Кадомцев, Б.Б. Токамак. Состояние и перспективы / Б.Б. Кадомцев // Вестн. АН СССР. — 1982. — № 10. — С. 6–8.
2. Махутов, Н.А. Прочность и безопасность: фундаментальные и прикладные исследования / Н.А. Махутов. — Новосибирск: Наука, 2008. — 528 с.
3. Махутов, Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность: в 2-х ч. / Н.А. Махутов. — Новосибирск: Наука, 2005. — Ч. 1: Критерии прочности и ресурса. — 494 с.
4. Махутов, Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность: в 2-х ч. / Н.А. Махутов. — Новосибирск: Наука, 2005. — Ч. 2: Обоснование ресурса и безопасности. — 610 с.
5. Low-cycle deformation of the structures in a nuclear power plant and methods for calculating them / N.A. Makhutov [et al.] // Atomic Energy. — 2009. — Vol. 107, No. 3. — Pp. 173–179.
6. Stress–Strain Kinetics in Calculations of High-Temperature Strength and Longevity of Reactor Structures / Yu.G. Dragunov [et al.] // Atomic Energy. — 2016. — Vol. 119, No. 3. — Pp. 177–189.
7. Надежность. Риск. Качество. / Л.А. Сосновский [и др.]; науч. ред. Л.А. Сосновский. — Гомель: БелГУТ, 2012. — 358 с.
8. Сосновский Л.А. Механика износоусталостного повреждения / Л.А. Сосновский. — Гомель: БелГУТ, 2007. — 434 с.
9. Слово о трибофатике / ред.-сост. А.В. Богданович. — Гомель – Минск – Москва – Киев : Remika, 1996. — 132 с.
10. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок: ПНАЭ Г-7-002-86. — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 525 с.
11. Проблемы прочности и безопасности водо-водяных энергетических реакторов / Н.А. Махутов [и др.]; под ред. Н.А. Махутова, М.М. Гаденина. — М.: Наука, 2008. — 446 с. — (Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов).
12. Гаденин, М.М. Характеристики механических свойств материалов в анализе условий достижения предельных состояний / М.М. Гаденин // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. — 2012. — Т. 78, № 2. — С. 58–63.
13. Gadenin, M.M. Estimation of the Effect of Loading Modes on the Conditions of Attainment of Marginal States and Resource Assignment / M.M. Gadenin // Inorganic Materials. — 2014. — Vol. 50, No. 15. — Pp. 1537–1542.
14. Development of automated system for monitoring of stress-strain state and residual service life of pipelines / M.M. Gadenin [et al.] // Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. — 2015. — Т. 6, № 5. — С. 1318–1326.
15. Фомин, А.В. Определение напряженного состояния в объекте детали по известным напряжениям или перемещениям на части ее поверхности / А.В. Фомин // Машиноведение. — 1982. — № 4. — С. 67–73.
16. Тихонов, А.Н. Методы решения некорректных задач / А.Н. Тихонов, В.Я. Арсенин. — М.: Наука, 1986. — 288 с.

MAKHUTOV Nikolay A., Corresponding Member of the RAS, D. Sc. in Eng., Prof.

Chief Researcher^{1,2}

E-mail: kei51@mail.ru

GADENIN Mikhail M., Ph. D. in Eng.

Leading Researcher¹

E-mail: safety@imash.ru

¹A.A. Blagonravov Mechanical Engineering Research Institute of the Russian Academy of Sciences

²The Pipeline Transport Institute, Moscow, Russia

Received 20 June 2017.

RESEARCH OF THE THERMONUCLEAR POWER PLANT RESOURCE TAKING INTO ACCOUNT TRIBOFATIGUE PARAMETERS

The results of calculated-experimental researches of life-time with reference to service conditions of thermonuclear installation parts on the basis of methods of classical cyclic strength and tribofatigue (taking into account fretting-effect) with the use of specimens from zirconium bronze are given. It is displayed that the effect of contact impacts with reference to the complicated and responsible parts of considered installation of the tokamak type in the range of room and heightened temperatures and in corresponding loading conditions is exhibited in decrease of cyclic strength. Thus the life-time defined for the examined material on smooth cylindrical specimens in the homogeneous stress state conditions, at the presence of contact impacts is reduced that can be considered in the corresponding coefficient defined experimentally.

Keywords: strength, resource, contact impact, tribofatigue, tokamak, stress state, life-time, specimen, tests

References

1. Kadomtsev B.B. Tokamak. Sostoyanie i perspektivy [State and prospects]. *Vestnik AN SSSR* [Herald of the Academy of Sciences of the USSR], 1982, no. 10, pp. 6–8.
2. Makhutov N.A. *Prothnost i bezopasnost: fundamentalnye i prikladnye issledovaniya* [Strength and safety: fundamental and applied researches]. Novosibirsk, Nauka, 2008. 528 p.
3. Makhutov N.A. *Konstruktivnaya prothnost, resurs i tekhnogennaya bezopasnost. Chast 1. Kriterii prothnosti i resursa* [Structural strength, resource and technogenic safety. Part 1. Criteria of strength and resource]. Novosibirsk, Nauka, 2005. 493 p.
4. Makhutov N.A. *Konstruktivnaya prothnost, resurs i tekhnogennaya bezopasnost. Chast 2. Obosnovanie resursa i bezopasnosti* [Structural strength, resource and technogenic safety. Part 2. Resource and safety justification]. Novosibirsk, Nauka, 2005. 610 p.
5. Makhutov N.A., Gadenin M.M., Chernyavskii O.F., Chernyavskii A.O. and Evropin S.V. Low-cycle deformation of the structures in a nuclear power plant and methods for calculating them. *Atomic Energy*, 2009, vol. 107, no. 3, pp. 173–179.
6. Dragunov Yu.G., Evropin S.V., Gadenin M.M., Makhutov N.A., Rebyakov Yu.N., Chernyavskiy A.O., Chernyavskiy O.F. Stress–Strain Kinetics in Calculations of High-Temperature Strength and Longevity of Reactor Structures. *Atomic Energy*, 2016, vol. 119, no 3, pp. 177–189.
7. Sosnovskii L.A., Gadenin M.M., Gapanovich V.A. [et al.] *Nadetsnost. Risk. Kachestvo* [Reliability. Risk. Quality]. Gomel, BelGUT, 2012. 358 p.
8. Sosnovskii L.A. *Mekhanika iznosoustalostnogo povrezhdeniya* [Mechanics wear-fatigue damage]. Gomel, BelGUT, 2007. 434 p.
9. Bogdanovich A.V. *Slovo o tribofatike* [Word of Tribo-Fatigue]. Gomel – Minsk – Moscow – Kiev, Remika, 1996, p. 132.
10. Normy rascheta na prochnost oborudovaniya I truboprovodov atomnykh energeticheskikh ustanovok [Norms of strengts calculation of the equipment and pipelines for nuclear power plants]. *Pravila i normy v atomnoi energetike* [Rules and norms in nuclear power engineering]. Moscow, Energoatomizdat, 1989. 525 p.
11. Makhutov N.A., Frolov K.V., Dragunov Yu.G., Gadenin M.M. [et al.] Problemy prochnosti i bezopasnosti vodo-vodyanykh energeticheskikh reaktorov [Strength and safety of water-moderated power reactors]. *Issledovaniya napryazhenii i prochnosti yadernykh reaktorov* [Research of stresses and strength of nuclear reactors]. Moscow, Nauka, 2008. 446 p.
12. Gadenin M.M. Kharakteristiki mekhanicheskikh svoystv materialov v analize uslovii dostizheniya predelnykh sostojanii [Characteristics of the mechanical properties of materials in analysis of achieving limiting states conditions]. *Zavodskaja laboratoria. Diagnostika materialov* [Industrial laboratory. Diagnostics of materials], 2012, vol. 78, no. 2, pp. 58–63].
13. Gadenin M.M. Estimation of the Effect of Loading Modes on the Conditions of Attainment of Marginal States and Resource Assignment. *Inorganic Materials*, 2014, vol. 50, no. 15, pp. 1537–1542.
14. Gadenin M.M., Makhutov N.A., Tsepilov G.V., Chibisov A.Y., Ivanov V.V. Development of automated system for monitoring of stress-strain state and residual service life of pipelines. *Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences*, 2015, vol. 6, no. 5, pp. 1318–1326.
15. Fomin A.V. Opredelenie napryazennogo sostoyaniya v obeke detail po izvestnym napryazheniyam ili peremesheniyam na chasti ee poverkhnosti [Stress state definition in object of a detail on known stresses or displacements on a part of its surface]. *Mashinovedenie* [Engineering science], 1982, no. 4, pp. 67–73.
16. Tikhonov A.N., Arsenin V.Ya. *Metody resheniya nekorrektnykh zadach* [Methods of the solution for incorrect tasks]. Moscow, Nauka, 1986. 288 p.