

Механика

УДК 621.813:621.039.6

Оценка адекватности конструкции антифрикционного антисхватывающего покрытия болтовых соединений модулей blankets ИТЭР со самостопорящейся резьбой системы Spiralock

А.Н. Зайцев

МГТУ им. Н.Э. Баумана; Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет)

Assessing adequacy of the bolted joints antifriction anti-seize coating design with the Spiralock self-locking thread for the ITER blanket modules

A.N. Zayatzev

Bauman Moscow State Technical University, Moscow Aviation Institute (Nation Research University)

Изложены основные положения экспериментально-расчетного метода прогнозирования крутящего момента затяжки высоконагруженных самостопорящихся болтовых соединений модулей blankets ИТЭР (M24×3–LK24×3, M52×4–LK52×4, M64×4–LK64×4), выполненных по технологии Spiralock, в условиях упругопластического деформирования вершин витков резьбы болта. Приведены результаты триботехнических испытаний твердосмазочного покрытия ВНИИ НП-212 по схеме шарик — диск в вакууме при температуре 20 °С и скорости скольжения $0,1 \cdot 10^{-3}$ м/с. Получены зависимости коэффициента трения скольжения твердосмазочного покрытия ВНИИ НП-212 от физико-механических свойств рассмотренных пар трения и среднего контактного давления на витках резьбы. Установлены диапазоны варьирования крутящего момента затяжки трех болтовых соединений модулей blankets в диапазоне усилия затяжки 90...1200 кН. Показано, что крутящий момент затяжки самостопорящихся болтовых соединений по технологии Spiralock без смазки, рассчитанный по стандартной методике для крепежных резьбовых соединений в условиях упругого фрикционного взаимодействия, значительно выше, чем у аналогичных болтовых соединений с твердосмазочным покрытием ВНИИ НП-212 с учетом пластического деформирования вершин витков резьбы болта.

EDN: AGYDPX, <https://elibrary/agydpX>

Ключевые слова: технология Spiralock, антифрикционное покрытие ВНИИ НП-212, модуль blankets ИТЭР, болтовое соединение

The paper presents main provisions of the experimental and computational method in forecasting the tightening torque of the heavily loaded self-locking bolted joints of the ITER blanket modules (M24×3–LK24×3, M52×4–LK52×4, M64×4–LK64×4) manufactured using the Spiralock technology under conditions of the elastic-plastic deformation of the

bolt thread tops. It provides results of the tribotechnical testing the VNII NP-212 solid lubricant coating using the ball-on-disk scheme in vacuum at the temperature of 20 °C and the sliding speed of $0,1 \cdot 10^{-3}$ m/s. Dependences are obtained of the VNII NP-212 solid lubricant coating sliding friction coefficient on the physical and mechanical properties of the friction pairs and the average contact pressure on the thread turns. The paper establishes variation ranges in the tightening torque of the blanket module three bolted connections in the tightening force range of 90...1200 kN. It shows that tightening torque of the self-locking bolted connections using the Spiralock technology without lubrication being computed using the well-known method for fastening the threaded connections with the elastic frictional interaction, is significantly higher than that of the similar bolted connections with the VNIINP-212 solid lubricant coating taking into account plastic deformation of the bolt thread turn tops.

EDN: AGYDPX, <https://elibrary/agydpX>

Keywords: Spiralock technology, VNIINP-212 antifriction coating, ITER blanket module, bolted connection

Практика проектирования и испытаний высоконагруженных резьбовых пар, изготовленных по технологии Spiralock, внутриреакторных конструкций экспериментальных термоядерных установок (ИТЭР, JET, JT-60SA [1–5]) выявила нехватку методологического обеспечения расчетных методов подтверждения пригодности антифрикционного/антисхватывающего покрытия (АФП/АСП) на этапах, предшествующих натурным испытаниям [1, 6].

Одной из особенностей взаимодействия высоконагруженных резьбовых пар модулей blankets ИТЭР, выполненных по технологии Spiralock, является наличие зон пластического деформирования вершин витков резьбы болта (винта) при взаимодействии с клиновидными выступами внутренней резьбы гайки [7–9] в момент достижения предельных контактных напряжений (превышения предела текучести материала $\sigma_{\text{экв}} \geq \sigma_{0,2}$).

Другая особенность самостопорящихся болтовых соединений (БС), изготовленных по технологии Spiralock, заключается в значительном контактном давлении на витках резьбы p_c ($p_c \geq 1000$ МПа [1]). Это в свою очередь может накладывать серьезные ограничения на постановку постоянного значения коэффициента трения скольжения ($f = \text{const}$) во всем диапазоне варьирования контактного давления p_c в расчетные модели крутящего момента в зависимости от усилия затяжки при проектировании крепежного узла [10–12]. Данную особенность можно отнести к исследованию трения скольжения резьбовых пар модулей blankets ИТЭР в вакууме при повышенной температуре и флюенсе быстрых нейтронов (с энергией $E_n \geq 0,1$ МэВ) [13].

Основным эксплуатационным требованием, предъявляемым к высоконагруженному БС, является обеспечение заданного усилия затяжки F_a при отсутствии значительных пластических деформаций и разрушении витков резьбы болта и гайки во время сборочных операций, а также нагружении при эксплуатации.

Возможность создания значительного усилия затяжки ($F_a = 90 \dots 1200$ кН [8]) БС модулей blankets с помощью роботизированного удаленного комплекса (the ITER remote handling maintenance system [14–17]) гарантируется нанесением специальных тонкопленочных АФП/АСП на резьбовые элементы и опорные скользящие поверхности подготовки болта [1, 6].

Расчетные значения коэффициента трения скольжения [8] в течение периода эксплуатации крепежных элементов термоядерного реактора обеспечиваются оптимальным выбором конструкции покрытия и технологии нанесения твердого смазочного материала (ТСМ). При прогнозировании крутящего момента затяжки/откручивания БС возникает вопрос инвариантности коэффициента трения скольжения АФП/АСП в широком диапазоне контактного давления на витках резьбы и вида контактного взаимодействия (упругого, упругопластического, пластического).

Наиболее очевидным АФП/АСП является материал (MoS_2 , WS_2 , TaS_2 , NbS_2 , MoSe_2 , NbSe_2 , CdI_2 , CdCl_2 , CoCl_2 , CuBr_2 , NiCl_2 , CuCl , CaF_2 или их композиции) малой толщины (2...5 мкм [1], 10...20 мкм [18]), наносимый магнетронным методом напыления (или другим методом физического осаждения в вакууме), распылением суспензии или втиранием в виде пасты на скользящие внешние поверхности болта/гайки

(внешняя/внутренняя резьбы, плоские поверхности головки болта/гайки).

Следует отметить, что явление аномального низкого трения (с коэффициентом $0,01 \leq f \leq 0,05$) в вакууме при облучении и нагреве проявляется в большей степени для покрытий на основе дисульфида молибдена MoS_2 , дисульфида вольфрама WS_2 , графита и некоторых других материалов [18–21]. Покрытия на базе MoS_2 и WS_2 хорошо зарекомендовали себя при эксплуатации в вакууме и при радиационном облучении (в космических летательных аппаратах и вакуумных установках), но чувствительны к уровню влажности и не всегда обладают хорошей адгезией к материалу подложки (склонны к охрупчиванию).

Трудности выбора конструкции и технологии нанесения АФП/АСП на высоконагруженные БС модулей бланкета обусловлены необходимостью снижения сил трения до требуемых значений и быстрой стабилизации коэффициента трения скользящих поверхностей в течение двух–десяти операций сборки/разборки узла трения [1].

Таким образом, адекватность конструкции АФП/АСП в высоконагруженных самостоорящихся БС, выполненных по технологии Spiralock, можно оценить подстановкой результатов лабораторных триботехнических испытаний в модель расчета коэффициента трения скольжения ТСМ в зависимости от контактного давления и физико-механических свойств пары трения.

Цель работы — создание и апробация экспериментально-расчетного метода прогнозирования крутящего момента при затягивании/откручивании БС модулей бланкета ИТЭР, выполненных по технологии Spiralock, в зависимости от усилия затяжки и антифрикционных свойств АФП/АСП.

Определение крутящего момента затяжки высоконагруженных БС в условиях упругопластического деформирования витков резьбы болта. Для обеспечения возможности конструкторских расчетов крутящего момента при затягивании $T_{\text{зат}}$ и откручивании $T_{\text{откр}}$, коэффициента трения скольжения в резьбе $f_{\text{рез}}$ и на опорном торце $f_{\text{тор}}$ крепежных БС в зависимости от усилия затяжки F_a обычно принимают следующие допущения:

- упругие и упругопластические деформации тела болта/гайки и витков резьбы отсутствуют;

- коэффициенты трения в резьбе и на опорном торце одинаковы по величине и инвариантны по отношению к контактному давлению, температуре и скорости скольжения;

- физико-механические свойства фрикционных пар не учитываются;

- рассчитываемые величины изменяются линейно во всем диапазоне варьирования усилия затяжки.

Перечисленные допущения позволяют довольно точно проводить предварительные расчеты стандартных крепежных БС. Однако к самостоорящимся резьбам, выполненным по технологии Spiralock, эти допущения в большей степени неприменимы.

В действительности для самостоорящейся резьбы, выполненной по технологии Spiralock, при определенных усилиях затяжки будет наблюдаться упругопластическая деформация резьбовых вершин витков метрической резьбы болта в зоне контакта с клинообразными выступами под углом 30° [7] внутренней резьбы гайки (рис. 1). Наличие ТСП в резьбовых парах приводит к необходимости экспериментально-теоретического определения закономерностей изменения коэффициента трения скольжения в зависимости от контактного давления.

Анализ существующих моделей расчета коэффициента трения различных ТСП, позволяет заключить [18, 20–26], что в резьбовых парах, выполненных по технологии Spiralock, с ТСП

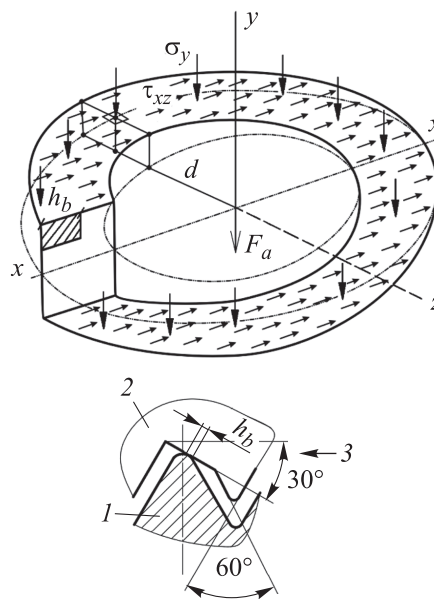


Рис. 1. Схема контактного взаимодействия витков резьбы болта и гайки, выполненной по технологии Spiralock:

1 — болт; 2 — гайка; 3 — клиновидный выступ

прослеживается нелинейная зависимость крутящего момента от осевого усилия затяжки F_a . Это подтверждено многочисленными испытаниями самостопорящейся резьбы данной конструкции.

Основываясь на стандартной методике проверки резьбы на смятие, принимаем пороговое усилие затяжки $F_a^{\max}$, при котором наступает переход к упругопластическому деформированию вершин витков резьбы болта:

$$\sigma_b = \frac{F_a^{\max}}{\pi d h_b z} = (0,10 \dots 0,15) \sigma_{0,2};$$

$$F_a^{\max} = 0,1 \pi d h_b z \sigma_{0,2},$$

где σ_b — напряжение смятия (bearing stress) в резьбе болта; d — номинальный диаметр резьбы болта; h_b — ширина кольцевого участка контакта рабочей грани витков резьбы болта с клиновидными выступами витков резьбы Spiralock гайки (см. рис. 1) [7, 26]; z — количество рабочих витков резьбы гайки; $\sigma_{0,2}$ — предел текучести материала болта (витков резьбы).

Очевидно, что работа пластической деформации витков резьбы должна быть учтена в уравнении для суммарного крутящего момента затяжки T_{sum} с помощью момента стопорения (деформации) $T_{деф}$:

$$T_{sum} = T_{зат} + T_{деф}. \quad (1)$$

Пластическое деформирование витков резьбы позволяет обратиться к общей теории обработки давления материалов. Запишем выражение для определения работы dA по линейной деформации (перемещению) поверхностного слоя витка резьбы u элементарной площадки dF контакта поверхности тела, на которую действует произвольная сила p

$$dA = p dFu.$$

Здесь

$$p = \lim_{\Delta F \rightarrow 0} \frac{\overline{\Delta P}}{\Delta F} = \frac{dP}{dF},$$

где $\overline{\Delta P}$ — усилие, действующее на элементарную площадку; ΔF — элементарная площадка контакта поверхности тела

В режиме нагружения после снятия крутящего момента затяжки область пластической деформации резьбовых пар расширяется незначительно, и ее можно не учитывать в расчетных моделях БС, выполненных по технологии Spiralock. Очевидно, что на упругопластическую деформацию в зоне реального контакта

резьбовых витков в значительной степени влияют силы трения и сжатия на участках действительного контакта. В зависимости от касательных и нормальных напряжений усталостная прочность в зоне контакта определяется глубинными или поверхностными напряжениями. Другими словами, толщина тонкого деформируемого слоя вершин витков резьбы или точка максимального напряжения перемещается ближе к поверхности контакта при значительных силах трения.

Решение контактной задачи при упругопластическом деформировании поверхностных слоев самостопорящихся резьб, выполненных по технологии Spiralock, позволяет учитывать не только работу сил трения, но и вклад крутящего момента в изменение геометрических параметров зоны контакта при затягивании БС. Очевидно, что влияние на локальное изменение формы соприкасающихся тел оказывают физико-механические свойства поверхностных слоев, геометрические параметры зоны контакта и возможные тепловые деформации.

Рассмотрим случай создания требуемого усилия затяжки F_a самостопорящейся резьбы, выполненной по технологии Spiralock, при упругопластическом деформировании вершин витков наружной резьбы без учета тепловых деформаций в высоконагруженной зоне контакта БС модулей бланкета ИТЭР [6, 8, 17].

Поверхностное упругопластическое деформирование соприкасающихся выступов резьбы болта будет наблюдаться при достижении контактных напряжений предела текучести наименее прочного материала пары трения. Механизм пластического деформирования скользящих поверхностных слоев твердых тел не будет существенно зависеть от характеристик дискретности контакта (волнистости и шероховатости соприкасающихся участков). Пластичность и контактная нагрузка будут являться определяющими факторами деформационных процессов при затягивании БС данного типа резьбы.

Основной сложностью разработки методики расчета суммарного крутящего момента затяжки T_{sum} в зависимости от осевого усилия F_a для высоконагруженных БС, выполненных по технологии Spiralock, является вывод универсального уравнения, учитывающего не только силы трения в резьбе и на опорном торце, но упругопластическое деформирование витков резьбы болта.

Заявленное производителем [26] увеличение (на 10...20 %) крутящего момента затяжки по сравнению с таковым для стандартной метрической резьбы можно объяснить не только перераспределением радиальной и осевой (тангенциальной) составляющих нормальной реакции [8] в резьбе (увеличение угла наклона рабочей грани до $\gamma = 60^\circ$), но и работой нормальных и тангенциальных сил по деформации высоконагруженных участков вершин витков резьбы (см. рис. 1) в условиях сжатия со сдвигом.

Несмотря на наличие третьего тела в зоне контакта — ТСП, обычно способного пластически деформироваться вместе с металлической основой без нарушения сплошности твердого смазочного слоя, его эффективность в большинстве случаев не изменяется при высоком контактном давлении, вызывающем упругие и упругопластические деформации подложки.

Совместная деформация тонкого ТСП и подложки при наличии жестких зон, заключенных внутри пластического участка, с максимальной долей вероятности будет протекать как одновременный сдвиг (течение) покрытия и основы в центре зоны контакта, сопровождаемый выдавливанием ТСП в периферийные зоны, характеризующиеся большой жесткостью. Наибольшее контактное давление будет наблюдаться в центре зоны контакта, уменьшаясь в периферийных областях (так называемый краевой эффект).

При создании требуемого осевого усилия F_a на наклонных поверхностях спиралевидных витков резьбы можно выделить две основные зоны контактного давления (см. рис. 1), в которых может развиваться переход от упругого деформирования поверхностных слоев к упругопластическому. Так как уже при малых значениях контактного давления зависимость коэффициента трения ТСП не подчиняется закону Амонтона — Кулона, касательные напряжения на поверхности витков резьбы БС модулей бланкета будут асимптотически приближаться к пределу текучести наименее прочного материала пары трения. При этом коэффициенты трения в резьбе и на опорном торце при условии сохранения сплошности ТСП предположительно будут нелинейно снижаться с ростом контактного давления p_c .

Таким образом, с высокой вероятностью коэффициенты трения $f_{рез}$ и $f_{тор}$ высоконагруженных БС модулей бланкета с ТСП (MoS_2 , WS_2) будут существенно зависеть от характера

деформации зоны контакта и контактного давления p_c .

Следовательно, чтобы создать расчетную модель крутящего момента при затягивании/откручивании высоконагруженных БС с ТСП в условиях наличия зон контакта, характеризующихся упругопластическими деформациями, необходимо вывести уравнение коэффициента трения скольжения с выбранным АФП/АСП, отражающее его зависимость от основных факторов. Очевидно, что схема трибологических лабораторных испытаний АФП/АСП должна соответствовать кинематике БС и максимально отражать условия эксплуатации.

На примере экспериментально полученных антифрикционных свойств (рис. 2) высокотемпературного ТСП на основе MoS_2 (ВНИИНП-212), нанесенного на поверхности скольжения (материал диска — сталь 20Х13, толщина покрытия $h_c \geq 20$ мкм) в виде суспензии, выведем уравнение коэффициента трения скольжения f_{MoS_2} в зависимости от главных факторов.

Зависимость коэффициента трения скольжения ТСП ВНИИНП-212 от контактного давления p_c , построенная методом кубической сплайн-интерполяции, приведена на рис. 2. Трибологические испытания проведены по схеме шарик — диск (радиус шарика — 3 мм, материал — ШХ15) при скорости скольжения $v_s = 0,1 \cdot 10^{-3}$ м/с в вакууме с давлением $p_v = 10^{-3}$ Па при температуре $T = 20^\circ \text{C}$. Контактное давление p_c рассчитано по теории упругости Герца для случая первоначального точечного контакта (сфера — плоскость) с варьированием в диапазоне 20...700 МПа.

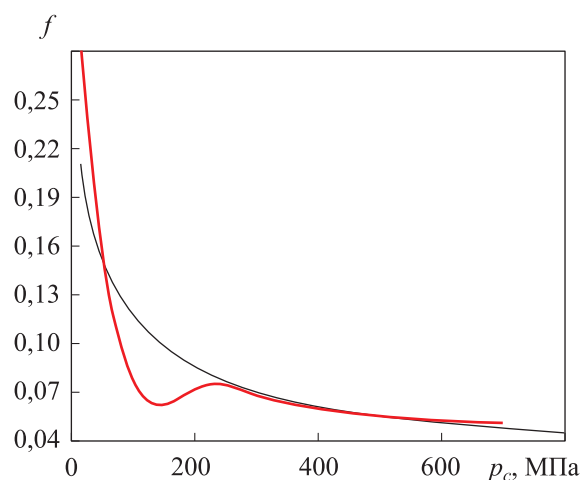


Рис. 2. Расчетная (—) и экспериментальная (—) зависимости коэффициента трения скольжения f от контактного давления p_c в вакууме при давлении $p_v = 10^{-3}$ Па и температуре $T = 20^\circ \text{C}$

На основании результатов анализа условий технологических операций затягивания/откручивания БС модулей бланкета и особенностей эксплуатации ТСП, образующих смазочную пленку MoS_2 , выделим наиболее важные параметры, определяющие антифрикционные свойства пленки [21–25, 27].

Скорость скольжения v_s в месте контакта витков в момент создания максимального усилия затяжки будет минимальной, что позволяет ее исключить из главных параметров, влияющих на коэффициент трения скольжения. Данное утверждение применимо к расчетной модели при условии обеспечения целостности ТСП, гарантирующего отсутствие микрорадиов и образование очагов схватывания в зонах реального контакта витков резьбы.

Температуру проведения сборочных операций T , температуру нагрева в зоне трения витков резьбы и опорных поверхностей T_k также можно исключить из главных параметров, так как они не будут оказывать значительного влияния на коэффициент трения при малой скорости скольжения и единичных операциях по сборке и демонтажу БС.

К определяющим параметрам изменения коэффициента трения скольжения покрытия MoS_2 и других типов тонких ТСП высоконагруженных БС следует отнести твердость (микротвердость) подложки, контактное давление p_c , число рабочих витков резьбы гайки z , толщину ТСП h_c и параметр шероховатости $Ra = \sqrt{Ra_6^2 + Ra_7^2}$, где Ra_6 и Ra_7 — параметры шероховатости витков болта и гайки.

Увеличение твердости основы благоприятно влияет на несущую способность ТСП, что отражено в уравнении коэффициента трения скольжения на основании экспериментальных значений ТСП ВНИИНП-212 (см. рис. 2)

$$f_{\text{MoS}_2} = \frac{A \lg \left(\frac{\bar{p}_c Ra}{HBh_c} J + B \right)}{\bar{p}_c + D} + C = \frac{10 \lg \left(\frac{\bar{p}_c Ra}{HBh_c} \cdot 10^3 + 15 \right)}{\bar{p}_c + 50} + 0,02; \quad (2)$$

$$\bar{p}_c = \frac{F_a}{A_{\text{экв}} z \cos \psi}; \quad A_{\text{экв}} = \pi \frac{d^2 - (d - 2h_b)^2}{4 \cos \psi},$$

где A, J, B, D, C — эмпирические коэффициенты; $\bar{p}_c$ — среднее контактное давление на

витках резьбы; HB — твердость по Бринеллю материала болта; $A_{\text{экв}}$ — эквивалентная площадь контакта одного витка резьбы болта; h_b — ширина кольцевого участка контакта рабочей грани витков резьбы болта с клиновидными выступами витков резьбы гайки (см. рис. 1); ψ — угол подъема винтовой линии резьбы.

Общая модель (2) расчета коэффициента трения скольжения ТСП ВНИИНП-212 f_{MoS_2} в зависимости от среднего контактного давления $\bar{p}_c$ (см. рис. 2) получена для центральных болтов (М24×3, М52×4, М64×4), изготовленных из высокопрочной коррозионно-стойкой стали SS660 (Grade 660 [8]), при следующих параметрах контакта: параметр шероховатости $Ra = 0,8 \cdot 10^{-3}$ мм; твердость по Бринеллю материала болта $HB = 295$ МПа; предел текучести материала болта $\sigma_{0,2} = 585$ МПа; толщина ТСП $h_c = 20 \cdot 10^{-3}$ мм; ширина кольцевого участка контакта витков резьбы $h_b = 1,21$ мм; количество рабочих витков резьбы гайки $z = 10$; угол наклона рабочей грани профиля резьбы $\gamma = 60^\circ$; угол подъема винтовой линии резьбы $\psi = 2,486^\circ$; усилие затяжки $F_a = 10 \dots 1200$ кН.

Основываясь на изложенных особенностях механики контактного взаимодействия высоконагруженных БС, выполненных по технологии Spiralock, в условиях упругопластического деформирования отдельных участков витков резьбы и нелинейной зависимости коэффициента трения скольжения от контактного давления для ТСП ВНИИНП-212 (2), запишем в упрощенном виде уравнение суммарного крутящего момента затяжки (1)

$$T_{\text{sum}} = \frac{F_a}{2} \left(\frac{P_h}{\pi} + \frac{d}{\cos \gamma} f_{\text{MoS}_2} + D_b \zeta f_{\text{MoS}_2} \right) + \chi F_{\text{экв}} u; \quad (3)$$

$$T_{\text{зат}} = \frac{F_a}{2} \left(\frac{P_h}{\pi} + \frac{d}{\cos \gamma} f_{\text{рез}} + D_b \zeta f_{\text{рез}} \right) = \frac{F_a}{2} \left(\frac{P_h}{\pi} + \frac{d}{\cos \gamma} f_{\text{MoS}_2} + D_b \zeta f_{\text{MoS}_2} \right); \quad (4)$$

$$T_{\text{деф}} = \chi F_{\text{экв}} u = \chi \sigma_{\text{экв}} A_{\text{экв}} u; \quad \sigma_{\text{экв}} = \sqrt{\sigma_y^2 + 3\tau_{xz}^2}; \quad (5)$$

$$\sigma_y = \frac{F_a}{A_{\text{экв}} \cos \gamma}; \quad \tau_{xz} = \frac{F'_{\text{тр.р}}}{A_{\text{экв}}} = \frac{F_a f_{\text{деф}}}{A_{\text{экв}} \cos \gamma}, \quad (6)$$

где P_h — шаг резьбы; D_b — средний диаметр опорного торца головки болта; ζ — коэффициент пропорциональности, $\zeta = f_{\text{тор}} / f_{\text{рез}}$ [8]; χ — коэффициент деформации; $F_{\text{экв}}$ — эквивалентная сила трения на деформируемых участках резьбы; $f_{\text{деф}}$ — коэффициент трения в зоне де-

формации резьбы; $F'_{\text{тр.р}}$ — сила трения в резьбе на деформируемых участках.

Пластическое деформирование витков резьбы болта представляет собой сложный процесс их фрикционного взаимодействия с витками гайки. Ввиду отсутствия достаточных экспериментальных данных и с целью облегчения конструкторских расчетов БС модулей бланкета, выполненных по технологии Spiralock, с ТСМ в зоне скольжения примем следующее допущение: всю нагрузку воспринимает подложка, слой смазки вместе с материалом вершин витков резьбы болта претерпевает пластический сдвиг.

Уравнения суммарного крутящего момента затяжки T_{sum} (1), (3) учитывают работу нормальных сил и сил трения, затрачиваемую на пластическое формоизменение поверхностных слоев резьбы болта и за счет добавления в эти уравнения момента деформации $T_{\text{деф}}$. Очевидно, что отклонение от линейной зависимости крутящего момента при затягивании/откручивании от осевого усилия F_a будет проследиваться во всем диапазоне контактного давления в резьбе и на опорных скользящих поверхностях.

Момент деформации $T_{\text{деф}}$ должен быть ограничен предельным увеличением крутящего момента при затягивании [26] следующим образом:

$$10 \% \leq \frac{T_{\text{деф}}}{T_{\text{зат}}} \cdot 100 \% \leq 20 \%. \quad (7)$$

Поэтому в уравнения (3) и (5) введен коэффициент деформации χ , зависящий от крутящего момента при затягивании $T_{\text{зат}}$, определяемого выражением (4).

Так как уменьшение проскальзывания БС, выполненных по технологии Spiralock, достигается преимущественно безззорным соединением и созданием натяга по виткам резьбы, необходимо правильно оценивать силы трения в зоне контакта. Экспериментальное определение коэффициента трения в этих условиях затруднено, поскольку неизвестна нормальная составляющая осевой силы затяжки в контакте витков резьбы в зависимости от типа деформации участка поверхности.

По этой причине в формуле (3) коэффициент трения в зоне деформации $f_{\text{деф}}$ отличен от коэффициента трения в резьбе $f_{\text{рез}}$. В первом приближении запишем уравнение для расчета коэффициента трения в зоне деформации витков резьбы в зависимости от среднего контактного

давления $\bar{p}_c$ и допускаемого сопротивления напряжения на срез (сдвиг) поверхностного слоя материала болта $[\tau_{\text{сд}}]$

$$f_{\text{деф}} = \left(\frac{[\tau_{\text{сд}}]}{\bar{p}_c} \right)^{\alpha}; \quad (8)$$

$$[\tau_{\text{сд}}] \approx (0,10 \dots 0,15) \sigma_{0,2}, \quad (9)$$

где α — индекс деформируемости материала.

Несмотря на принятый упрощенный механизм пластической деформации в зоне трения, описываемый уравнениями (3)–(9), такой подход дает адекватную оценку коэффициента трения ТСП в высоконагруженной зоне контакта. Зависимость коэффициента трения в зоне деформации витков резьбы $f_{\text{деф}}$ от усилия затяжки $F_a = 0 \dots 100$ кН для БС М24×3–LK24×3 при индексе деформируемости материала $\alpha = 0,012$ приведена на рис. 3.

Вследствие незначительного изменения коэффициента трения в зоне деформации ($f_{\text{деф}} = 0,99 \dots 1,08$) дальнейшие вычисления по уравнению (8) проведены при максимальном контактном давлении p_c^{max} для трех болтов М24×3, М52×4 и М64×4 (с соответствующим максимальным усилием затяжки $F_{a,\text{lim}} = 100, 810$ и 1200 кН):

$$f_{\text{деф}} = \left(\frac{[\tau_{\text{сд}}]}{p_c^{\text{max}}} \right)^{\alpha}, \quad (10)$$

где

$$p_c^{\text{max}} = \frac{F_{a,\text{lim}}}{A_{\text{экв}} z \cos \gamma}.$$

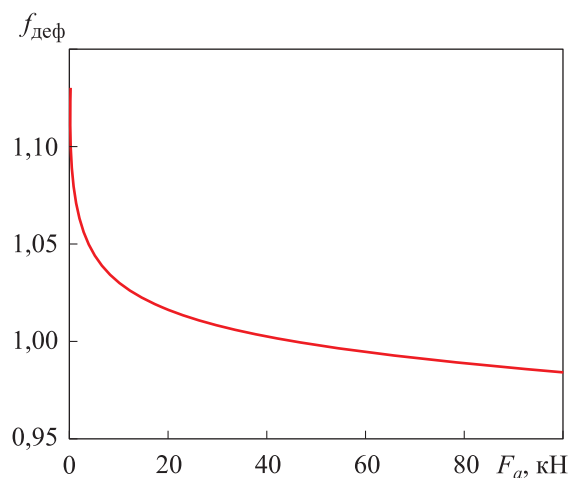


Рис. 3. Зависимость коэффициента трения в зоне деформации $f_{\text{деф}}$ витков резьбы болта М24×3 от усилия затяжки F_a при индексе деформируемости материала $\alpha = 0,012$

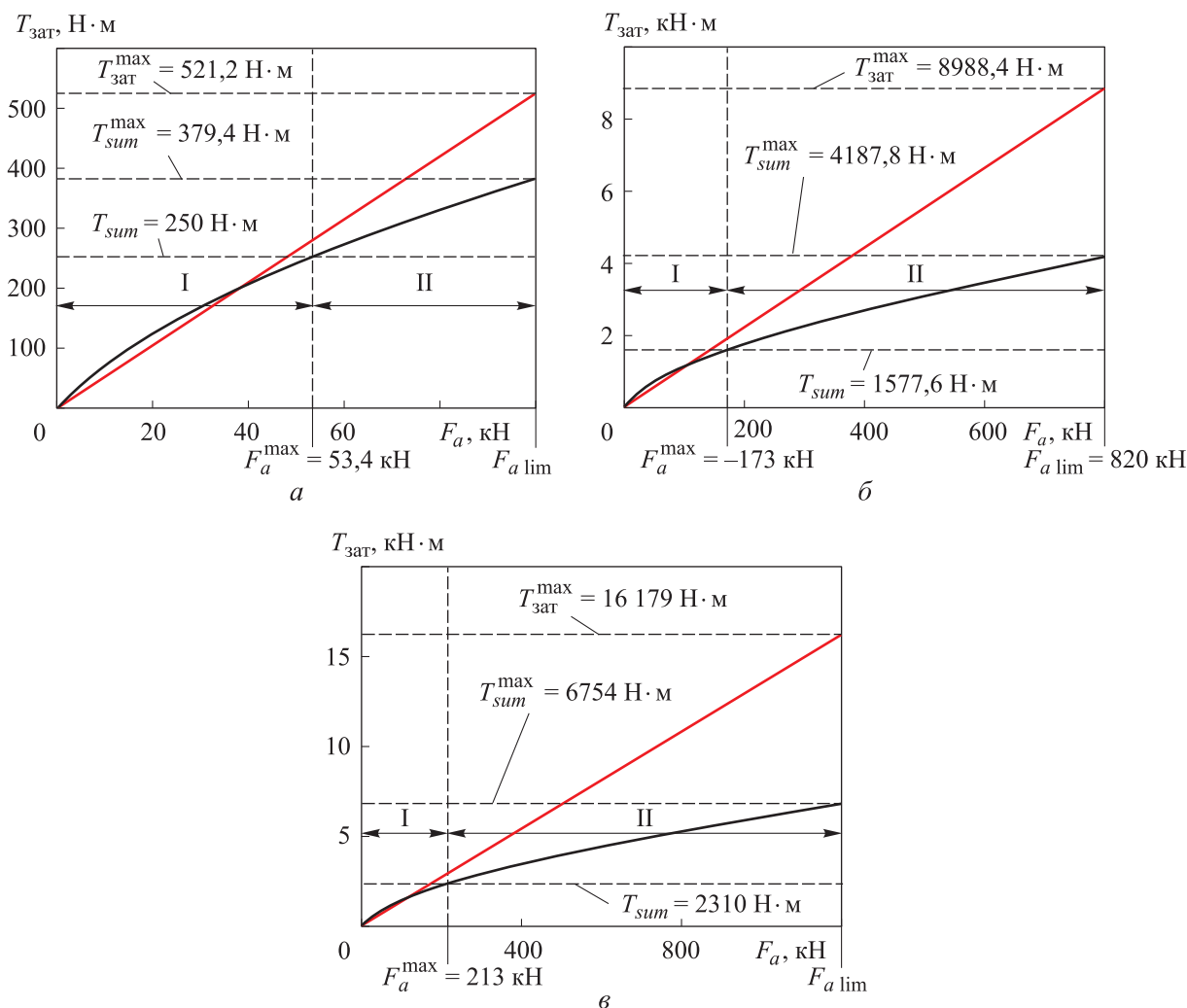


Рис. 4. Зависимости крутящего момента затяжки различных БС от усилия затяжки F_a , полученные по стандартной (—) и предлагаемой (—) методикам при индексе деформируемости материала $\alpha = 0,012$ и различных значениях коэффициента деформации:

a — БС M24×3–LK24×3 при $\chi = 0,20$; $б$ — БС M52×4–LK52×4 при $\chi = 0,35$; $в$ — БС M64×4–LK64×4 при $\chi = 0,35$;

На основании полученных экспериментально-теоретических моделей взаимодействия поверхностей скольжения высоконагруженных самостопорящихся БС, выполненных по технологии Spiralock, модулей бланкета ИТЭР построены графические зависимости суммарного крутящего момента затяжки T_{sum} от усилия затяжки F_a для БС M24×3–LK24×3, M52×4–LK52×4, M64×4–LK64×4 при наличии ТСП ВНИИНП-212 (рис. 4, a – $в$) в резьбовых парах и опорных поверхностях головки болта. Приняты следующие параметры, влияющие на крутящий момент: линейная деформация поверхностного слоя витка резьбы $u = 1$ мм; коэффициент пропорциональности резьбы $\zeta = 1$; предел текучести материала болта $\sigma_{0,2} = 585$ МПа при температуре $T = 20^\circ \text{C}$ (жаропрочная сталь SS 660 (13,5...16,0 % Cr,

24...27 % Ni, 1...2 % Mn, 1,0...1,5 % Mo, 1,90...2,35 % Ti).

Также на рис. 4, a – $в$ приведены значения момента затяжки $T_{зат}$, рассчитанные по стандартной методике крепежных резьбовых соединений [8, 10, 11] при коэффициентах трения в резьбе $f_{рез} = 0,23$ и на торце $f_{тор} = 0,12$ без учета упругих и упругопластических деформаций витков резьбы. Реперные значения крутящего момента затяжки T_{sum} , T_{sum}^{max} , $T_{зат}^{max}$ БС, рассчитанные по стандартной и предлагаемой методике для самостопорящихся резьб, выполненных по технологии Spiralock, с ТСП ВНИИНП-212 и без ТСП показаны на рис. 4, a – $в$.

Обсуждение результатов. На рис. 4, a для БС M24×3–LK24×3 можно выделить зоны упругих (I) и упругопластических (II) деформации

ций ($F_a^{\max} = 53,4$ кН), а также реперные значения крутящих моментов затяжки ($T_{\text{зат}}^{\max} = 521,2$ Н·м, $T_{\text{sum}} = 250$ Н·м при $F_a^{\max} = 53,4$ кН, $T_{\text{sum}}^{\max} = 379,4$ Н·м) при максимальном усилии затяжки ($F_{a\text{lim}} = 100$ кН). Вычисления проведены при ширине кольцевого участка контакта витков резьбы $h_b = 1,21$ мм.

Для БС М52×4–LK52×4 и М64×4–LK64×4 наблюдается похожая динамика изменения крутящего момента затяжки (см. рис. 4, б, в) при значительно больших значениях контактного давления на кольцевых участках контакта витков резьбы болтов $h_b = 1,81$ мм. Рост суммарного крутящего момента затяжки T_{sum} с повышением осевого усилия заметно снижается, асимптотически приближаясь к максимальному значению. Это объясняется повышенной эффективностью ТСП ВНИИ НП-212 при высоком контактном давлении (см. рис. 2), а также незначительной вариацией коэффициента трения в зоне деформации витков резьбы (формула (10)) независимо от типа БС (см. рис. 3) в исследуемом диапазоне осевого усилия.

Граничное значение максимально допустимого крутящего момента на роботе-манипуляторе $T_{\text{torq lim}} = 10$ кН не превышено для графиков суммарного момента затяжки (см. рис. 4, а–в) при переменных значениях коэффициента трения в резьбе и на торце в зависимости от среднего контактного давления $\bar{p}_c$. Это может свидетельствовать о высокой эффективности ТСП ВНИИ НП-212 и актуальности разработанной методики расчета крутящего момента затяжки для высоконагруженных БС модулей бланкета, выполненных по технологии Spiralock.

Различие расчетных значений крутящего момента затяжки (см. рис. 4, а–в), полученных по двум альтернативным методикам, проявляется в большей степени при значительных усилиях затяжки, позволяя оценивать работоспособность ТСП в широком диапазоне варьирования осевого усилия.

Применительно к высоконагруженным БС модулей бланкета ИТЭР эффективность предложенной методики оценки адекватности конструкции АФП/АСП до проведения полномас-

штабных стендовых испытаний должна определяться сравнительными испытаниями на образцах-свидетелях в рабочих условиях эксплуатации внутрикамерных компонентов вакуумной камеры ИТЭР.

Выводы

1. По результатам расчета крутящего момента затяжки БС модулей бланкета ИТЭР для создания необходимого осевого усилия выявлено существенное различие значений, полученных по разным методикам, проявляющееся в большей степени при значительных контактных давлениях в резьбовых парах. Для БС М64×4–LK52×4 крутящий момент затяжки $T_{\text{sum}}^{\max}$ примерно в 2,4 раза превышает $T_{\text{зат}}^{\max}$ при максимальном осевом усилии $F_{a\text{lim}} = 1200$ кН.

2. Принимая во внимание коэффициент запаса $n = 3$ в дальнейших конструкторских расчетах и полученные значения крутящих моментов затяжки T_{sum} , $T_{\text{sum}}^{\max}$, $T_{\text{зат}}^{\max}$, можно сделать вывод о критической важности применения радиационно-стойкого ТСП в трех наиболее нагруженных БС (М24×3–LK24×3, М52×4–LK52×4, М64×4–LK64×4) модулей бланкета ИТЭР.

3. Применительно к БС с ТСП, выполненных по технологии Spiralock, традиционная методика расчета крутящего момента при затягивании и откручивании БС не позволяет получать приближенные значения для оценки адекватности конструкции высоконагруженных БС.

4. Предложенная расчетно-аналитическая методика расчета БС модулей бланкета ИТЭР со самостопорящейся резьбой Spiralock является важным элементом развития с точки зрения проектирования и анализа работоспособности высоконагруженных БС в экстремальных условиях. Теоретическое развитие и совершенствование расчетно-аналитической методики должны быть основаны на физическом понимании механики взаимодействия резьбовых пар в условиях упругопластической деформации поверхностных слоев и трибологических процессов.

Литература

- [1] Thompson V., Eaton R., Raffray R. et al. Properties of low friction anti-seize coatings for fusion applications. *Fusion Eng. Des.*, 2019, vol. 146-A, pp. 345–348, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2018.12.064>

- [2] Tomilov S., Sviridenko M., Leshukov A. et al. EHF FW panel for ITER BM with mechanical attachment of the plasma-facing components. *Fusion Eng. Des.*, 2019, vol. 146-B, pp. 2407–2411, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2019.04.002>
- [3] Sviridenko M., Leshukov A., Tomilov S. et al. Analysis of enhanced heat flux first wall behavior under ITER pulsed loads. *Fusion Eng. Des.*, 2020, vol. 158, art. 111897, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2020.111897>
- [4] Hirai T., Bao L., Barabash V. et al. Hypervapotron heat sinks in ITER plasma-facing components—process qualifications and production control toward series production. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 189, art. 113454, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113454>
- [5] Pitts R.A., Gribov Y., Coburn J. et al. First wall power flux management during plasma current ramp-up on ITER. *Nucl. Fusion*, 2022, vol. 62, no. 9, art. 096022, doi: <https://doi.org/10.1088/1741-4326/ac8062>
- [6] Kim S.W., Jang J.S., Chung S.K. et al. A parametric study of low friction coating by PVD method on the spirallock female thread for ITER application. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 192, art. 113836, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113836>
- [7] Tremsin A.S., Yau T.Y., Kockelmann W. Non-destructive examination of loads in regular and self-locking Spirallock® threads through energy-resolved neutron imaging. *Strain*, 2016, vol. 52, no. 6, pp. 548–558, doi: <https://doi.org/10.1111/str.12201>
- [8] Зайцев А.Н. Определение предельно допустимого коэффициента трения в болтовых соединениях модулей бланкета ИТЭР. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2024, № 1, с. 3–20. EDN: MIRROY
- [9] Салова О.С. Конструкторско-технологические решения при модернизации станочных приспособлений, работающих в условиях повышенной вибрационной нагрузки. *Студенческий*, 2020, № 38–1, с. 77–82.
- [10] Croccolo D., De Agostinis M., Vincenzi N. Influence of tightening procedures and lubrication conditions on titanium screw joints for lightweight applications. *Trib. Int.*, 2012, vol. 55, pp. 68–76, doi: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2012.05.010>
- [11] Морозов А.В. Экспериментальная оценка триботехнических характеристик эпиломированных материалов, работающих в резьбовых соединениях в условиях сухого трения. *Трение и износ*, 2014, т. 35, № 3, с. 236–243.
- [12] Hosoya N., Niikura T., Hashimura S. et al. Axial force measurement of the bolt/nut assemblies based on the bending mode shape frequency of the protruding thread part using ultrasonic modal analysis. *Measurement*, 2020, vol. 162, art. 107914, doi: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.107914>
- [13] Евтихин В.А., Люблинский И.Е., Вертник А.В. и др. Разработка экспериментального модуля литиевого бланкета для испытания в реакторе ИТЭР и его внешние жидкометаллические системы. *ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез*, 2003, № 4, с. 3–35.
- [14] Lyytinen J., Tikka P., Määtä T. et al. Development of the remote handling connector for ITER divertor diagnostic system. *Fusion Eng. Des.*, 2021, vol. 165, art. 112243, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2021.112243>
- [15] Martínez-Albertos P., Sauvan P., Catalán J.P. et al. Dust contamination of Divertor Remote Handling System in ITER Hot Cell: a novel approach to model complex superficial radiation sources. *Fusion Eng. Des.*, 2024, vol. 199, art. 114157, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2024.114157>
- [16] Yuto N., Kentaro N., Tomoyuki I. et al. Design updates of ITER Blanket Remote Handling System to accommodate in-vessel environment. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 194, art. 113918, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113918>
- [17] Merola M., Escourbiac F., Raffray A.R. et al. Engineering challenges and development of the ITER Blanket System and Divertor. *Fusion Eng. Des.*, 2015, vol. 96–97, pp. 34–41, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.06.045>
- [18] Добычин М.Н., Сачек Б.Я. Метод прогнозирования ресурса подшипникового узла сухого трения с твердосмазочным покрытием. *Трение и износ*, 2008, т. 29, № 3, с. 246–250.
- [19] WS2 Coatings Ltd: веб-сайт. URL: <https://www.ws2.co.uk/> (дата обращения: 06.05.2024).
- [20] Титов В.В. Испытания конструкционных и смазочных материалов для узлов трения самолетов. *Вестник машиностроения*, 2008, № 1, с. 26–33.

- [21] Wani M.F., Степанов Ф.И., Торская Е.В. и др. Упругие и фрикционные свойства нано-размерных покрытий на основе дисульфида молибдена на микро и нано уровне. *Трение и износ*, 2023, т. 44, № 5, с. 435–445, doi: <https://doi.org/10.32864/0202-4977-2023-44-5-435-445>
- [22] Сутягин О.В., Болотов А.Н., Рачишкин А.А. Триботехнические испытания твердосмазочных покрытий при повышенных температурах и нагрузках. *Известия МГТУ МАМИ*, 2015, т. 4, № 1, с. 88–91.
- [23] Takahashi A., Hashimoto K. Evaluation of frictional properties of tungsten disulfide bonded films at high temperature in vacuum environments. *J. Jpn. I. Met. Mater.*, 2016, vol. 80, no. 4, pp. 289–296, doi: <https://doi.org/10.2320/jinstmet.JBW201502>
- [24] Сутягин О.В. Трение модели единичной неровности при условии упругопластического контакта. *Механика и физика процессов на поверхности и в контакте твердых тел, деталей технологического и энергетического оборудования*, 2013, № 6, с. 50–57.
- [25] Lu X., Sui X., Zhang X. et al. Influence of V doping on the microstructure, chemical stability, mechanical and tribological properties of MoS₂ coatings. *Ind. Lubr. Tribol.*, 2023, vol. 76, pp. 29–40, doi: <https://doi.org/10.1108/ILT-09-2023-0306>
- [26] Spiralock® load distribution. *stanleyengineeredfastening.com: веб-сайт*. URL: <https://www.stanleyengineeredfastening.com/en/brands/Optia/Spiralock/Load-Distribution> (дата обращения: 12.05.2024).
- [27] Babuska T.F., Curry J.F., Dugger M.T. et al. et al. Quality control metrics to assess MoS₂ sputtered films for tribological applications. *Tribol. Lett.*, 2022, vol. 70, art. 103, doi: <https://doi.org/10.1007/s11249-022-01642-y>

References

- [1] Thompson V., Eaton R., Raffray R. et al. Properties of low friction anti-seize coatings for fusion applications. *Fusion Eng. Des.*, 2019, vol. 146-A, pp. 345–348, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2018.12.064>
- [2] Tomilov S., Sviridenko M., Leshukov A. et al. EHF FW panel for ITER BM with mechanical attachment of the plasma-facing components. *Fusion Eng. Des.*, 2019, vol. 146-B, pp. 2407–2411, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2019.04.002>
- [3] Sviridenko M., Leshukov A., Tomilov S. et al. Analysis of enhanced heat flux first wall behavior under ITER pulsed loads. *Fusion Eng. Des.*, 2020, vol. 158, art. 111897, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2020.111897>
- [4] Hirai T., Bao L., Barabash V. et al. Hypervapotron heat sinks in ITER plasma-facing components—process qualifications and production control toward series production. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 189, art. 113454, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113454>
- [5] Pitts R.A., Gribov Y., Coburn J. et al. First wall power flux management during plasma current ramp-up on ITER. *Nucl. Fusion*, 2022, vol. 62, no. 9, art. 096022, doi: <https://doi.org/10.1088/1741-4326/ac8062>
- [6] Kim S.W., Jang J.S., Chung S.K. et al. A parametric study of low friction coating by PVD method on the spirallock female thread for ITER application. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 192, art. 113836, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113836>
- [7] Tremsin A.S., Yau T.Y., Kockelmann W. Non-destructive examination of loads in regular and self-locking Spiralock® threads through energy-resolved neutron imaging. *Strain*, 2016, vol. 52, no. 6, pp. 548–558, doi: <https://doi.org/10.1111/str.12201>
- [8] Zaytsev A.N. Assessing the maximum permissible friction coefficient in bolted joints of the ITER blanket modules. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroyeniye* [BMSTU Journal of Mechanical Engineering], 2024, no. 1, pp. 3–20. EDN: MIRROY (In Russ.).
- [9] Salova O.S. Design and technological solutions for modernization of machine devices operating under high vibration load. *Studencheskiy*, 2020, no. 38–1, с. 77–82. (In Russ.).
- [10] Croccolo D., De Agostinis M., Vincenzi N. Influence of tightening procedures and lubrication conditions on titanium screw joints for lightweight applications. *Trib. Int.*, 2012, vol. 55, pp. 68–76, doi: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2012.05.010>
- [11] Morozov A.V. Experimental estimate of tribological characteristics of epilam-coated materials that operate in threaded joints under dry friction. *Trenie i iznos*, 2014, vol. 35, no. 3,

- pp. 236–243. (In Russ.). (Eng. version: *J. Frict. Wear*, 2014, vol. 35, no. 3, pp. 170–176, doi: <https://doi.org/10.3103/S106836661403009X>)
- [12] Hosoya N., Niikura T., Hashimura S. et al. Axial force measurement of the bolt/nut assemblies based on the bending mode shape frequency of the protruding thread part using ultrasonic modal analysis. *Measurement*, 2020, vol. 162, art. 107914, doi: <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.107914>
- [13] Evtikhin V.A., Lyublinskiy I.E., Vertnik A.V. et al. Development of the experimental lithium blanket module for testing in the ITER reactor and its external liquid-metal systems. *VANT. Ser. Termoyadernyy sintez* [Problems of Atomic Science and Technology. Ser. Thermonuclear Fusion], 2003, no. 4, pp. 3–35. (In Russ.).
- [14] Lyytinen J., Tikka P., Määttä T. et al. Development of the remote handling connector for ITER divertor diagnostic system. *Fusion Eng. Des.*, 2021, vol. 165, art. 112243, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2021.112243>
- [15] Martínez-Albertos P., Sauvan P., Catalán J.P. et al. Dust contamination of Divertor Remote Handling System in ITER Hot Cell: a novel approach to model complex superficial radiation sources. *Fusion Eng. Des.*, 2024, vol. 199, art. 114157, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2024.114157>
- [16] Yuto N., Kentaro N., Tomoyuki I. et al. Design updates of ITER Blanket Remote Handling System to accommodate in-vessel environment. *Fusion Eng. Des.*, 2023, vol. 194, art. 113918, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2023.113918>
- [17] Merola M., Escourbiac F., Raffray A.R. et al. Engineering challenges and development of the ITER Blanket System and Divertor. *Fusion Eng. Des.*, 2015, vol. 96–97, pp. 34–41, doi: <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.06.045>
- [18] Dobyshin M.N., Sachek B.Ya. The method of prediction of the life of the dry friction bearing unit with a solid grease coating. *Trenie i iznos*, 2008, vol. 29, no. 3, pp. 246–250. (In Russ.). (Eng. version: *J. Frict. Wear*, 2008, vol. 29, no. 3, pp. 188–191, doi: <https://doi.org/10.3103/S1068366608030069>)
- [19] WS2 Coatings Ltd: website. URL: <https://www.ws2.co.uk/> (accessed: 06.05.2024).
- [20] Titov V.V. Tests of structural materials and lubricants for frictional systems in airplanes. *Vestnik mashinostroeniya*, 2008, no. 1, pp. 26–33. (In Russ.). (Eng. version: *Russ. Eng. Res.*, 2008, vol. 28, no. 1, pp. 23–30.)
- [21] Wani M.F., Stepanov F.I., Torskaya E.V. et al. The elastic and frictional properties of nanoscale coatings based on molybdenum disulfide at micro and nano levels. *Trenie i iznos*, 2023, vol. 44, no. 5, pp. 435–445, doi: <https://doi.org/10.32864/0202-4977-2023-44-5-435-445> (in Russ.). (Eng. version: *J. Frict. Wear*, 2023, vol. 44, no. 5, pp. 291–297, doi: <https://doi.org/10.3103/S1068366623050112>)
- [22] Sutyagin O.V., Bolotov A.N., Rachishkin A.A. Tribological tests of solid lubricating coatings at elevated temperatures and loads. *Izvestiya MGTU MAMI*, 2015, vol. 4, no. 1, pp. 88–91. (In Russ.).
- [23] Takahashi A., Hashimoto K. Evaluation of frictional properties of tungsten disulfide bonded films at high temperature in vacuum environments. *J. Jpn. I. Met. Mater.*, 2016, vol. 80, no. 4, pp. 289–296, doi: <https://doi.org/10.2320/jinstmet.JBW201502>
- [24] Sutyagin O.V. Friction of a single roughness model under the condition of elastoplastic contact. *Mekhanika i fizika protsessov na poverkhnosti i v kontakte tverdykh tel, detaley tekhnologicheskogo i energeticheskogo oborudovaniya*, 2013, no. 6, pp. 50–57. (In Russ.).
- [25] Lu X., Sui X., Zhang X. et al. Influence of V doping on the microstructure, chemical stability, mechanical and tribological properties of MoS₂ coatings. *Ind. Lubr. Tribol.*, 2023, vol. 76, pp. 29–40, doi: <https://doi.org/10.1108/ILT-09-2023-0306>
- [26] Spiralock® load distribution. *stanleyengineeredfastening.com: website*. URL: <https://www.stanleyengineeredfastening.com/en/brands/Optia/Spiralock/Load-Distribution> (accessed: 12.05.2024).
- [27] Babuska T.F., Curry J.F., Dugger M.T. et al. et al. Quality control metrics to assess MoS₂ sputtered films for tribological applications. *Tribol. Lett.*, 2022, vol. 70, art. 103, doi: <https://doi.org/10.1007/s11249-022-01642-y>

Информация об авторе

Зайцев Андрей Николаевич — кандидат технических наук, доцент кафедры Металлорежущие станки. МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1); доцент кафедры «Инженерная графика». Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет) (125993, Москва, Российская Федерация, Волоколамское ш., д. 4, e-mail: skadi221@gmail.com).

Information about the author

ZAYTZEV Andrey Nikolaevich — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Machine Tools. Bauman Moscow State Technical University; Associate Professor, Department of Engineering Graphics. Moscow Aviation Institute (Nation Research University) (125993, Moscow, Russian Federation, Volokolamskoe Shosse, Bldg. 4, e-mail: skadi221@gmail.com).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Зайцев А.Н. Оценка адекватности конструкции антифрикционного антисхватывающего покрытия болтовых соединений модулей blankets ИТЭР со самостопорящейся резьбой системы Spiralock. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2025, № 3, с. 3–15.

Please cite this article in English as:

Zayatzev A.N. Assessing adequacy of the bolted joints antifriction anti-seize coating design with the Spiralock self-locking thread for the ITER blanket modules. *BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2025, no. 3, pp. 3–15.



Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана предлагает читателям учебное пособие «Многомасштабное моделирование упругопластических композиционных материалов»

**Авторы: Ю.И. Димитриенко, Ю.В. Юрин,
С.В. Сборщиков**

Изложены основы многомасштабного моделирования упругопластических композиционных материалов с использованием метода асимптотического осреднения (метода гомогенизации). Приведен алгоритм метода асимптотического осреднения периодических упругопластических композиционных материалов при циклических нагружениях. Рассмотрена теория построения аналитических эффективных определяющих соотношений упругопластических композиционных материалов при циклических нагружениях с использованием метода асимптотического осреднения. Предложены теории анизотропных упругопластических сред при циклических нагружениях для случая квазиизотропии, трансверсальной изотропии и ортотропии.

Для студентов направления подготовки «Математика и компьютерные науки», изучающих дисциплины «Основы механики композитов», «Асимптотические методы в механике», «Многомасштабное моделирование конструкций из композиционных материалов», а также для студентов и аспирантов машиностроительных специальностей и специалистов, занимающихся моделированием композиционных материалов и расчетом конструкций из них.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; <https://press.bmstu.ru>