УДК 621.039.634

ОПТИМИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ МЕХАНИЧЕСКОГО КРЕПЛЕНИЯ ПАНЕЛИ ПЕРВОЙ СТЕНКИ ИТЭР

М.Н. Свириденко[1], А.Ю. Лешуков[1], С.Н. Томилов[1], И.И. Поддубный[1], Ю.С. Стребков[1], В.М. Сафронов[2]

[1]АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», Москва, Россия
[3]Частное учреждение Государственной корпорации по атомной энергии «Росатом» «Проектный центр ИТЭР», Москва, Россия

Панель первой стенки входит в состав системы бланкета и спроектирована как сборная конструкция, включающая обращённые к плазме компоненты, несущую конструкцию и систему механического крепления. Панели первой стенки закреплены на защитных блоках модулей бланкета, установленных на вакуумной камере, с использованием системы механического крепления, предназначенной для обеспечения надёжной фиксации компонентов в процессе эксплуатации, удалённого обслуживания. В конструкцию системы механического крепления входят контактные электроизоляционные накладки, взаимодействующие с защитным блоком, и резьбовой стакан, обеспечивающий размещение центрального болта и системы шайб. Вследствие затяга центрального болта сила реакции возникает на интерфейсе «накладки/защитный блок». Сила предварительного затяга должна включать запас для компенсации теплового расширения системы и возможной релаксации свойств под облучением, одновременно обеспечивая требования специальной резьбе Spiralock, что может потребовать увеличения силы предварительного затяга болта и, как следствие, привести к перенапряжению несущей конструкции первой стенки. Данная работа включает результаты анализа нестационарных полей температур и напряжённо-деформированного состояния панели первой стенки и обобщает выводы по возможному направлению оптимизации системы крепления с целью уменьшения уровня напряжений в несущей конструкции и обеспечения требуемого уровня напряжений в болте, что является одним из важных факторов, влияющих на работоспособность панели первой стенки ИТЭР.

Ключевые слова: бланкет, панель первой стенки, защитный блок, несущая конструкция первой стенки, система механического крепления, электроизоляционное покрытие.

OPTIMIZATION OF MECHANICAL ATTACHMENT SYSTEM OF ITER FIRST WALL

M.N. Sviridenko[1], A.Yu. Leshukov[1], S.N. Tomilov[1], I.I. Poddubniy[1], Yu.S. Strebkov[1], V.M. Safronov[2]

[1]Joint Stock Company «N.A. Dollezhal Research and Development Institute of Power Engineering», Moscow, Russia
[2]Institution «Project Center ITER», Moscow, Russia

The first wall panel is part of the Blanket system and is designed as an assembly unit that includes plasma-facing components, a load-bearing structure, and a mechanical attachment system. The first wall panels are fixed to the shield blocks of the Blanket modules installed on the vacuum vessel, using a mechanical attachment system designed to ensure reliable fixation of components during operation and remote maintenance. The design of the mechanical attachment system includes contact electrical insulation pads that interact with the shield block, and a threaded barrel that provides location of the Central bolt and washers system. Due to the tightening of the Central bolt, the reaction force occurs at the «pads/shield block» interface. The preload force should include a margin to compensate for thermal expansion of the system and a possible relaxation of properties under irradiation, while ensuring the requirements of the special Spiralock thread that may require an increase of bolt preload, and as a consequence, lead to deformation of the load-bearing structure of the first wall. Current paper includes the results of the analysis of transient temperature fields and the structural analysis of the first wall panel and summarizes the conclusions on the possible way of optimizing the attachment system in order to reduce the stress level in the first wall supporting structure and ensure the required level of stress in the bolt, which are one of the important factors affecting the performance of the ITER first wall panel.

Key words: blanket, the first wall panel, shield block, load-bearing structure of the first wall, mechanical attachment system, electrical insulation pads.

DOI: 10.21517/0202-3822-2020-43-4-15-26

ВВЕДЕНИЕ

Панель первой стенки является обращённым к плазме внутрикамерным компонентом реактора ИТЭР с механическим креплением на фронтальной (обращённой к плазме) поверхности защитного блока посредством специально предусмотренной системы крепления. Габаритные размеры панели в тороидальном, полоидальном и радиальном направлениях составляют 1400×1100×300 мм соответственно. Панель первой стенки является сборочной единицей, включающей теплонапряжённые компоненты, обращённые к плазме (пальцы первой стенки), несущую конструкцию первой стенки, систему крепления к защитному блоку и систему электрической связи [1]. Панели первой стенки, даже в пределах одного ряда, могут иметь

различную геометрическую конфигурацию, что отражается на функционировании системы механического крепления (рис. 1). Тем не менее в настоящее время разработана унифицированная система механического крепления, используемая для всех панелей первой стенки ИТЭР.

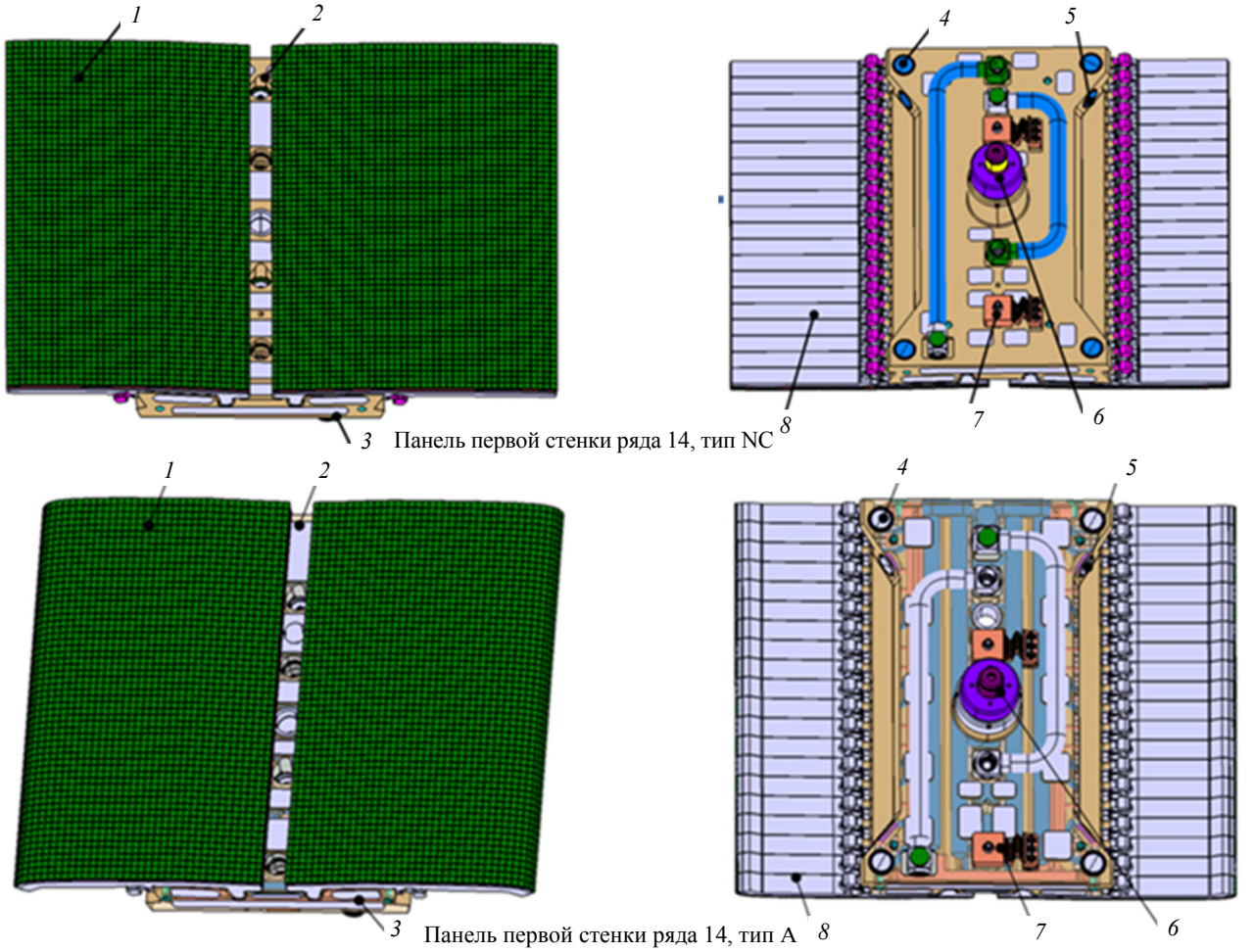


Рис. 1. Общий вид панели первой стенки: *1* — защитное покрытие; *2* — центральный паз; *3* — несущая конструкция первой стенки; *4* — радиальные накладки; *5* — полоидальные накладки; *6* — резьбовой стакан с установленными центральным болтом и системой шайб; *7* — электрический соединитель; *8* — пальцы ПС

Первым важным элементом системы крепления является сборка стакана с установленным центральным болтом и системой шайб [2]. Стакан с резьбой М145×4-L, изготовленный из алюминиевой бронзы [3], закручивается до упора в несущую конструкцию первой стенки (рис. 2). Внутри стакана установлен

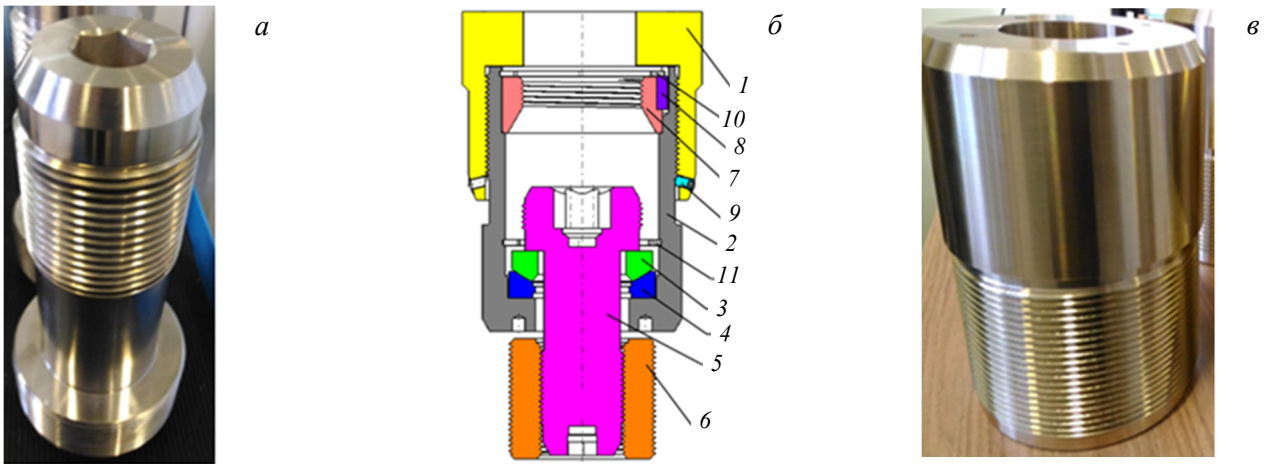


Рис. 2. Общий вид компонентов системы крепления: *а* — болт М64×4; *б* — несущая конструкция первой стенки (*1*), резьбовой стакан (*2*), сферическая шайба (*3*), коническая шайба с электроизоляционным покрытием (*4*), болт М64×4 (*5*), резьбовая втулка защитного блока (*6*), парковочная втулка (*7*), шпонка (*8*), стопорный винт (*9*), стопорное кольцо (*10*, *11*); *в* — стакан резьбовой

центральный болт M64×4, выполненный из стали Grade 660 [3]. Для компенсации ошибок при сборке и монтаже панели первой стенки под головкой центрального болта установлены сферическая и коническая шайбы. Интерфейс «Конус/сфера» позволяет компенсировать ошибку по углу при установке панели, при этом плоский интерфейс «Болт/сферическая шайба» позволяет компенсировать поперечное смещение панели до 2 мм в гнезде защитного блока. Для обеспечения электрической изоляции панели первой стенки от защитного блока на боковой и тыльной поверхностях конической шайбы выполнено электроизоляционное покрытие на базе Al_2O_3 [4—6].

Вторым важным элементом системы крепления являются радиальные и полоидальные контактные электроизоляционные накладки (далее — накладки). Согласно [7] конструкция накладки представляет собой тело вращения с рабочей (контактной) сферической поверхностью радиусом 300 мм (рис. 3). Для обеспечения электрической изоляции панели первой стенки от защитного блока на боковую и тыльную поверхности накладки нанесено электроизолирующее покрытие на базе Al_2O_3 [4—6]. Боковая поверхность накладки выполнена в виде конуса для обеспечения самоустановки в пазе несущей конструкции первой стенки и исключения её перемещения в процессе работы реактора.

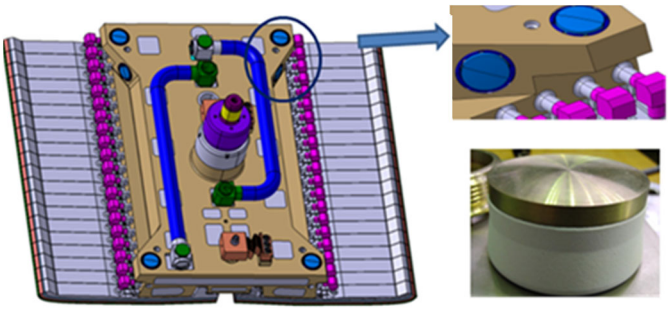


Рис. 3. Общий вид накладок

При установке панели первой стенки на защитный блок контактные сферические поверхности радиальных накладок упираются в защитный блок, а контактные поверхности полоидальных накладок образуют зазор с защитным блоком. Далее выполняется затяг центрального болта, что приводит к возникновению сил реакции в радиальных накладках, одновременно зазор между дном стакана и ответной поверхностью защитного блока уменьшается с 3 до 1,5—2 мм, вследствие чего несущая конструкция первой стенки работает как упругая балка.

Значение силы предварительного затяга болта выбирается в зависимости от расположения панели первой стенки и действующих электромагнитных нагрузок при срывах плазмы и может находиться в диапазоне 200—700 кН [8]. Таким образом, сохранение осевого усилия в центральном болте в процессе работы реактора является одним из факторов, определяющих работоспособность панели первой стенки. Значение осевого усилия в болте не должно вызывать чрезмерный прогиб или перенапряжение несущей конструкции.

С целью исключения самооткручивания центрального болта при вибрационных нагрузках, вызванных импульсным режимом работы реактора ИТЭР, предполагается использование специальной резьбы Spiralock [9]. Данная технология использует классическую метрическую резьбу на болте и резьбу со специальным профилем на гайке. Одновременно требуется обеспечить затяг болта на уровне 50—75% от несущей способности болта [10], которая зависит от размера резьбы и конструкционного материала. Учитывая специфику работы ИТЭР, а именно действие тепловых нагрузок, которые могут приводить к потере осевого усилия в болте, требование по обеспечению 50—75% от несущей способности болта может быть не обеспечено и потребовать дополнительного увеличения предварительного затяга болта, что вызовет увеличение прогиба и уровня напряжений в несущей конструкции первой стенки. Также увеличение прогиба может негативно сказаться на работоспособности элементов электрической связи, расположенных между панелью и защитным блоком.

Последним ограничивающим фактором является конструкция несущая способность обечайки, расположенной на тыльной поверхности несущей конструкции первой стенки, выполненной из стали марки 316L(N)-IG [3], механические свойства конструкционного материала которой ниже стали Grade 660 или алюминиевой бронзы.

Данная ситуация может быть исправлена путём увеличения силы предварительного затяга центрального болта с одновременным ограничением перемещения несущей конструкции первой стенки в радианном направлении. Ограничение перемещения может быть выполнено путём уменьшения размера началь-

ного зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» (рис. 4), тогда при затяге центрального болта в радиальных накладках возникнет требуемая сила реакции, а на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» зазор закроется и возникнет сила реакции, обусловленная избытком осевого усилия в болте, направленного на получение ~75% от несущей способности болта. В то же время контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» приведёт к уменьшению температуры в элементах сборки стакана и, возможно, уменьшит тепловое расширение болта и стакана. При таком подходе требуется обеспечить электрическую изоляцию стакана от защитного блока, с этой целью по аналогии с накладками на дно стакана может быть нанесено электроизоляционное покрытие.

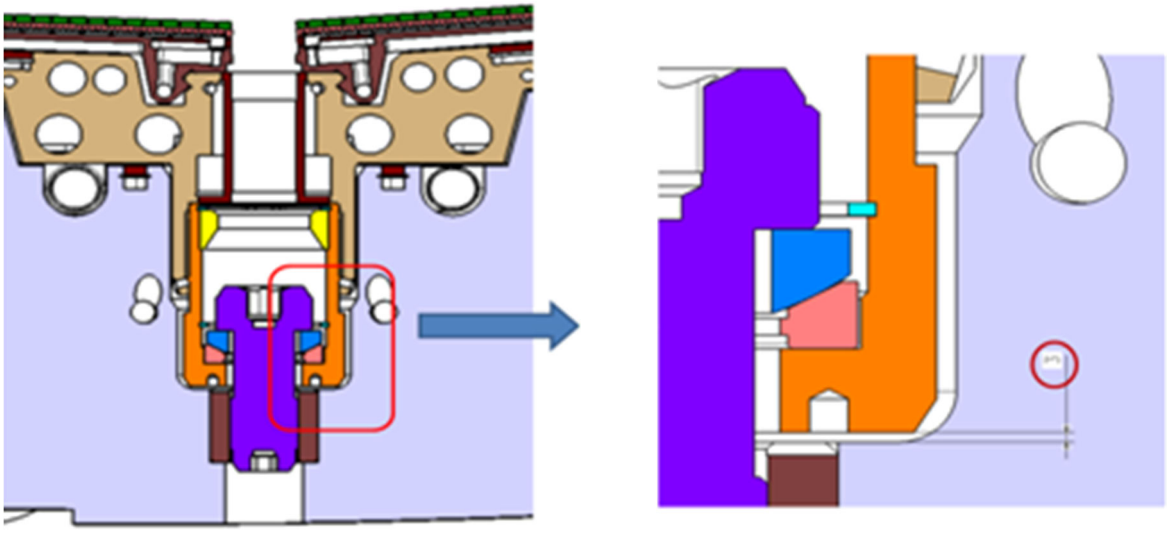


Рис. 4. Общий вид интерфейса «Дно стакана/защитный блок»

РАСЧЁТ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ПОЛЕЙ ТЕМПЕРАТУР

При расчёте нестационарных полей температур рассматривались три сценария:

— отсутствие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», что соответствует текущему варианту конструкции панели первой стенки;

— присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 1000 Вт/(м^2·°С) в соответствии с [11] по аналогии с интерфейсом «Тыльная поверхность накладки/несущая конструкция первой стенки», где на тыльную поверхность накладки нанесено электроизоляционное покрытие;

— присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 10 000 Вт/(м^2·ºС).

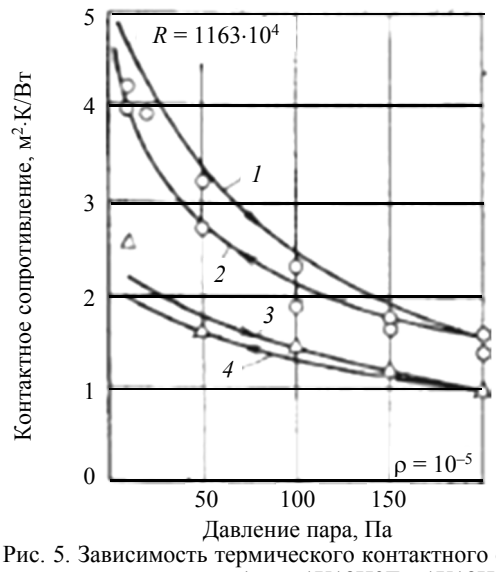


Рис. 5. Зависимость термического контактного сопротивления от давления (пара 1Х18Н9Т—1Х18Н9Т): *1*, *2* — первичный контакт/вторичный при T = 150 ºС; *3*, *4* — первичный контакт/вторичный при T = 270 °С

Значение контактной тепловой проводимости в общем случае зависит от физических свойств контактирующих материалов, метода обработки контактирующих поверхностей и величины контактного давления. В работе [12] представлена зависимость контактного сопротивления от давления в контактной паре 1Х18Н9Т—1Х18Н9Т (рис. 5). В соответствии с представленной зависимостью контактная проводимость 10 000 Вт/(м^2·ºС) реализуется уже при уровне давления 30 МПа. На интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» данный уровень контактного давления реализуется уже при усилии 300 кН, что существенно ниже ожидаемого. Следовательно, значение контактной проводимости 10 000 Вт/(м^2·ºС) может быть принято для оценки

минимального уровня температур в элементах системы механического крепления панели первой стенки. Значение 1000 Вт/(м^2·ºС) используется для оценки верхнего значения максимальных температур и соответствует тепловой контактной проводимости по аналогии с интерфейсом «Тыльная поверхность накладки/несущая конструкция первой стенки», где на тыльную поверхность накладки нанесено электроизоляционное покрытие.

Для расчётов выбраны панели первой стенки ряда 14, тип NC и тип A, что обусловливает максимальную тепловую нагрузку, при этом геометрическая конфигурация несущей конструкции и защитного блока для данных панелей различается (рис. 6), что может по-разному отразиться на функционировании системы крепления. Несущая конструкция панели первой стенки ряда 14, тип NC имеет радиальную тол-

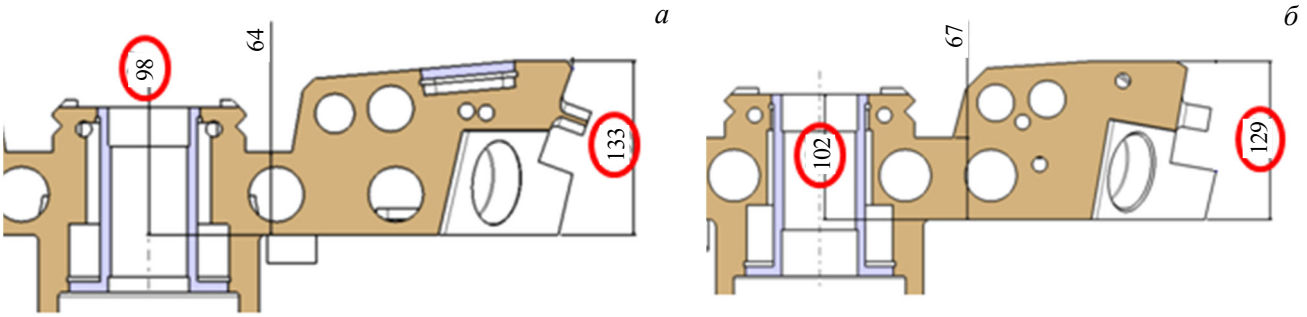


Рис. 6. Тороидальное сечение несущей конструкции первой стенки ряда 14: *а* — тип NC; *б* — тип A

щину 133 мм, при этом в центре радиальная толщина составляет 98 мм. Для панели первой стенки ряда 14 тип, тип A радиальная толщина составляет 129 мм, но в центре радиальная толщина составляет 102 мм. Таким образом, толщина несущей конструкции, которая будет работать на изгиб при затяге центрального болта, для панели первой стенки ряда14, тип A больше, чем для ряда 14, тип NC, что, предположительно, скажется на величине прогиба несущей конструкции.

С целью корректного моделирования полей температур системы механического крепления в расчётную модель включены несущая конструкция панели первой стенки, защитный блок и элементы систем механического крепления и электрической связи (рис. 7). Расчёт выполнен с применением пакета ANSYS APDL. Взаимодействие между компонентами учитывалось при расчёте с помощью специальных контактных тепловых интерфейсов, позволяющих моделировать скачок температуры в зоне контакта, учитывая контактное тепловое сопротивление в зависимости от конструкционного материала и контактного давления.

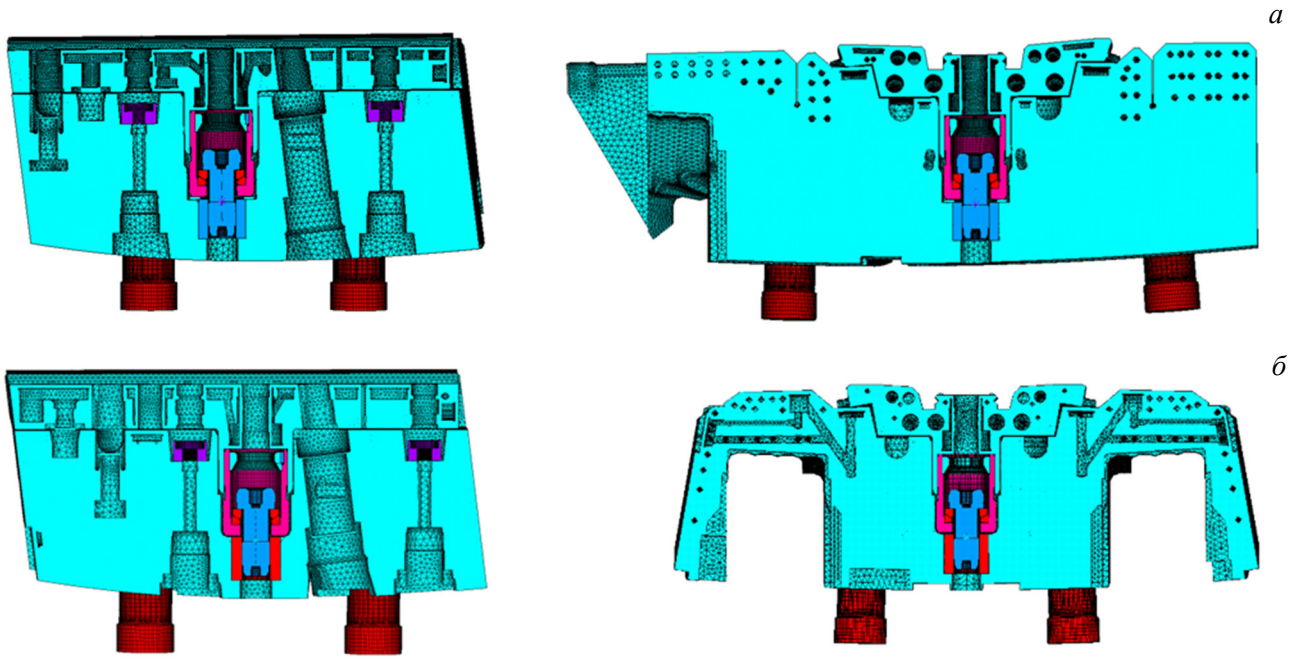


Рис. 7. Расчётная модель панели первой стенки ряда 14: *а* — тип NC, *б* — тип A

Расчёт нестационарных полей температур выполнен для режима Inductive I (фаза «горение плазмы» 400 с, фаза «пауза» 1400 с.). Нагрузки при расчёте взяты в соответствии с [13, 14]. Рассмотрено 15 импульсов «горение плазмы/пауза» достижения стабилизации температур в компонентах панели первой стенки и защитного блока.

Стабилизация температур в элементах системы крепления достигается после 12—13 импульсов «горение плазмы/пауза» (рис. 8, 9). Следует отметить, что наличие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» способствует снижению температур в стакане, болте и системе шайб. Максимальная температура в стакане и головке болта снизилась на 36 и 27 ºС соответственно для варианта с контактом на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок». При этом влияние тепловой контактной проводимости в диапазоне (1000—10 000)/(м^2·ºС) на температуру стакана практически минимально, а именно разница температур в конструкции стакана составила величину порядка 4 ºС при значении тепловой контактной проводимости на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 1000 Вт/(м^2·ºС) и 10 000 Вт/(м^2·ºС).

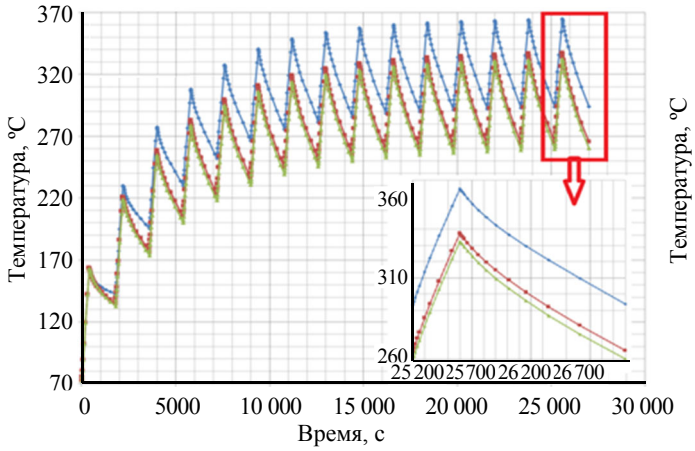


Рис. 8. Изменение температуры во времени в головке болта панели первой стенки ряда 14, тип NC: — отсутствие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок»; — присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 1000 Вт/(м^2·°С); — присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 10 000 Вт/(м^2·°С)

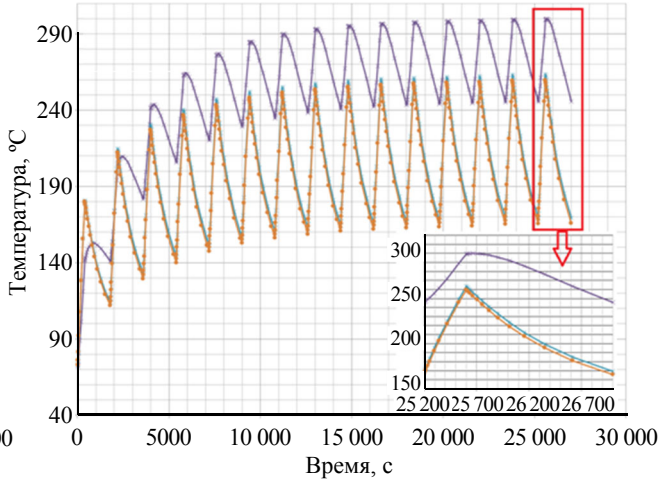


Рис. 9. Изменение температуры во времени в стакане панели первой стенки ряда 14, тип NC: — отсутствие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок»; — присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 1000 Вт/(м^2·°С); — присутствует контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», при этом контактная тепловая проводимость принята равной 10 000 Вт/(м^2·ºС)

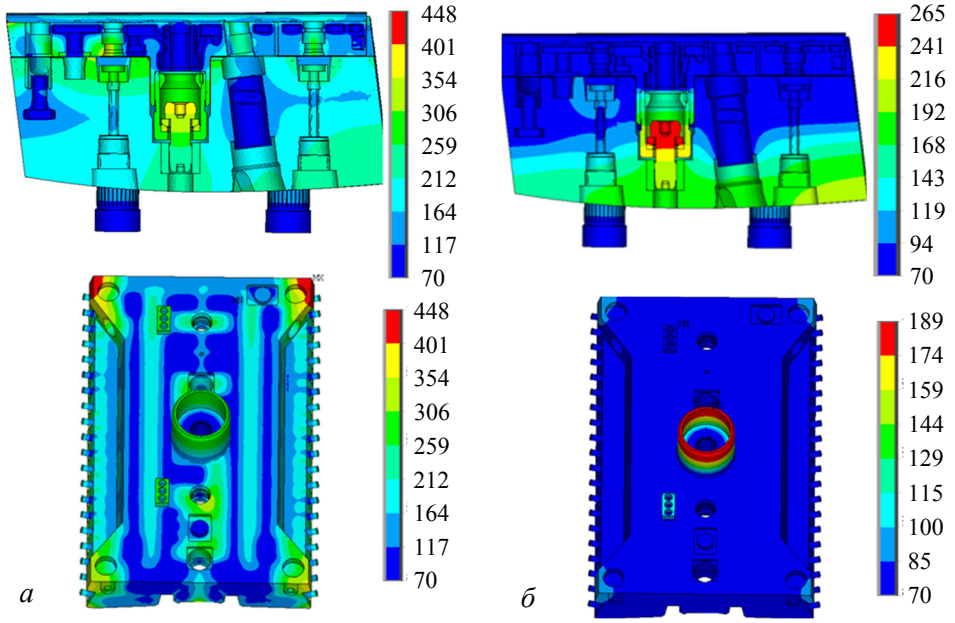


Рис. 10. Распределение температур для фаз «горение плазмы» и «пауза» 15-го импульса в несущей конструкции первой стенки ряда 14, тип NC при отсутствии контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», ºС: *а* — фаза «горение плазмы», 25 600 с; *б* — фаза «пауза», 27 000 с

Распределение температур для фаз «горение плазмы» и «пауза» 15-го импульса в конструкции панели первой стенки ряда 14, тип NC и соответствующего защитного блока при значении тепловой контактной проводимости на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 1000 Вт/(м^2·ºС) представлено на рис. 10, а распределение температур в элементах системы крепления представлено

на рис. 11. Следует отметить, что разница температур в головке центрального болта в фазах «горение плазмы» и «пауза» не изменилась, несмотря на наличие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», что обусловлено отсутствием активного охлаждения в несущей конструкции первой стенки и защитного блока в зоне размещения резьбового соединения центрального болта.

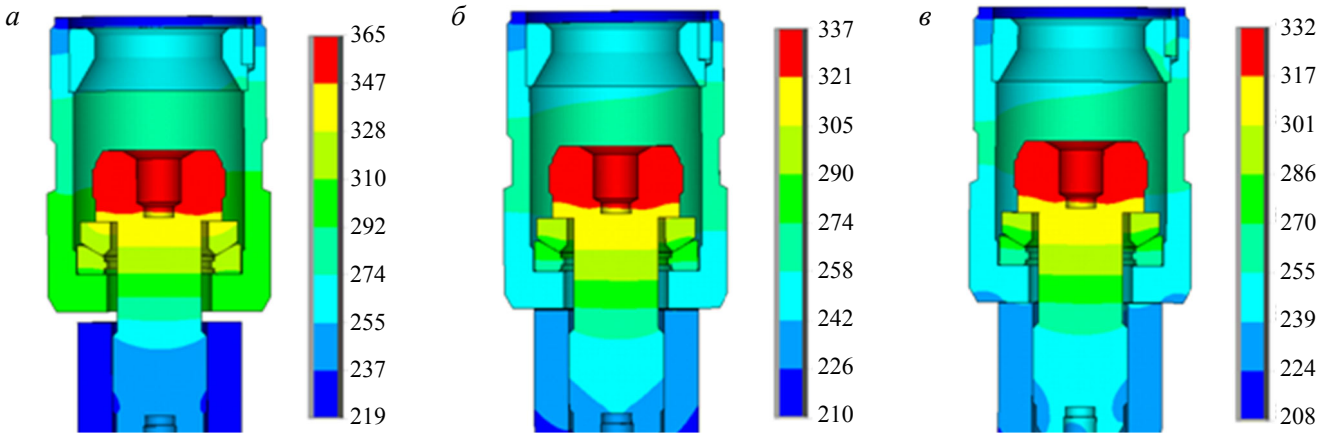


Рис. 11. Распределение температуры для фазы «горение плазмы» 15-го импульса в элементах системы крепления панели первой стенки ряда 14, тип NC, ºС: *а* — нет контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок»; *б* — есть контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» (1000 Вт/(см^2·ºС); *в* — есть контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» (10 000 Вт/(м^2·ºС);

Для панели первой стенки ряда 14, тип А при значении тепловой контактной проводимости на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 1000 Вт/(м^2·ºС) результаты имеют похожий характер, при этом наблюдаются более низкие температуры в элементах системы крепления, а именно максимальная температура головки болта составила 277 ºС для фазы «горения плазмы» и 208 ºС для фазы «пауза» (рис. 12). В то же время максимальная температура несущей конструкции первой стенки панели ряда 14, тип А находится на том же уровне, что и для панели ряда 14, тип NC, и составляет 443 ºС, что говорит о более оптимальном расположении каналов системы охлаждения защитного блока и панели первой стенки ряда 14, тип А.

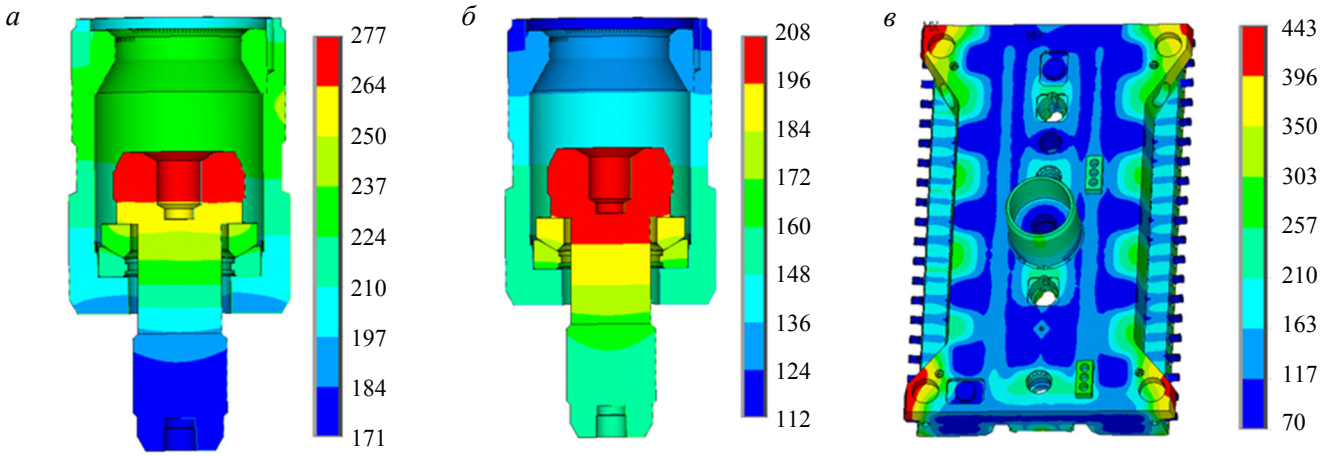


Рис. 12. Распределение температуры для фазы «горение плазмы» 15-го импульса в элементах системы крепления панели первой стенки ряда 14, тип А, ºС: *а* — фаза «горение плазмы»; *б* — фаза «пауза»; *в* — фаза «горение плазмы»

Обобщая результаты нестационарного расчёта полей температур, можно сделать вывод о том, что наличие контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» позволяет снизить температуры в элементах системы механического крепления, что в дальнейшем позволит уменьшить оппозитное тепловое расширение упомянутых компонентов и способствовать снижению потери затяга центрального болта в фазе «горение плазмы».

РАСЧЁТ НАПРЯЖЁННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ

Расчёт напряжённо-деформированного состояния выполнен с использованием тех же расчётных моделей (см. рис. 6) с применением пакета ANSYS APDL. Взаимодействие между компонентами учитывалось при

расчёте с помощью специальных контактных механических интерфейсов, позволяющих моделировать контактное взаимодействие с учётом коэффициента трения. Рассмотрены следующие характерные точки режима Inductive I по аналогии с [11]:

— шаг 1: предварительный затяг центрального болта панели первой стенки;

— шаг 2: прогрев конструкции до температуры 70 °C при внутреннем давлении теплоносителя 4 МПа и предварительном затяге центрального болта панели первой стенки;

— шаг 3: распределение температур в фазе «горение плазмы» (при значении тепловой контактной проводимости на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 1000 Вт/(м^2·°C)) при внутреннем давлении теплоносителя 4 МПа и предварительном затяге центрального болта панели первой стенки;

— шаг 4: распределение температур в фазе «пауза» (при значении тепловой контактной проводимости на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 1000 Вт/(м^2·ºC)) при внутреннем давлении теплоносителя 4 МПа и предварительном затяге центрального болта панели первой стенки;

— при расчётах варьировались размер зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» в диапазоне от 3 (базовое значение) до 0,3 мм и усилие предварительного затяга от 400 до 1000 кН.

На первом этапе выполнен расчёт базовой конструкции с зазором 3 мм на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», в качестве значения предварительного затяга выбраны 400, 600 и 800 кН. Распределение сил реакций на интерфейсе «Панель первой стенки/защитный блок» представлено на рис. 13, 14.

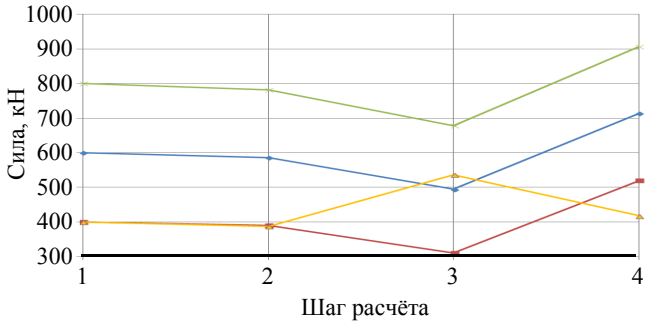


Рис. 13. Изменение осевого усилия в центральном болте в зависимости от шага расчёта: — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 400 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 600 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип A, сила предварительного затяга 400 кН

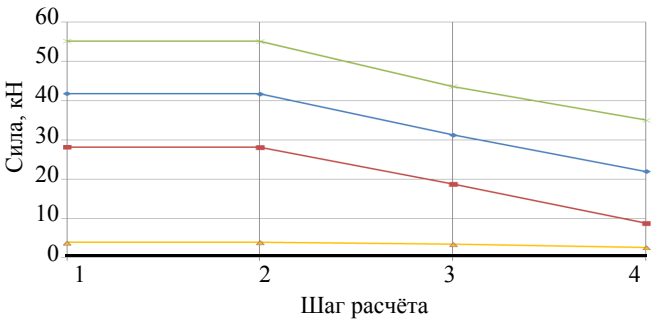


Рис. 14. Изменение усилия на интерфейсе с электрическим соединителем в зависимости от шага расчёта: — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 400 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 600 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН; — панель первой стенки ряда 14, тип A, сила предварительного затяга 400 кН

Следует отметить, что в фазе «горение плазмы» для панели первой стенки ряда 14, тип NC происходит снижение усилия в центральном болте примерно на 100 кН относительно предварительного затяга (шаг 1) с последующим его возрастанием в фазе «пауза» также на 100 кН относительно предварительного затяга (шаг 1). В свою очередь, для панели первой стенки ряда 14, тип A происходит увеличение усилия в центральном болте примерно на 136 кН относительно предварительного затяга (шаг 1) с последующим его сохранением на уровне шага 1 в фазе «пауза».

С точки зрения напряжения в центральном болте панели первой стенки ряда 14, тип NC (требования резьбы Spiralock) оптимальной является сила предварительного затяга 800 кН, обеспечивая 45% от несущей способности болта в фазе «горение плазмы» и 61% от несущей способности болта в фазе «пауза», тогда как для силы предварительного затяга 600 кН обеспечивается 33 и 48% от несущей способности болта в фазах «горение плазмы» и «пауза» соответственно, а для силы предварительного затяга 400 кН обеспечивается 21 и 35% от несущей способности болта в фазах «горение плазмы» и «пауза» соответственно.

В то же время, как видно на рис. 14, с ростом силы предварительного затяга для панели первой стенки ряда 14, тип NC увеличивается значение силы реакции, возникающей в электрических соединителях, обусловленной прогибом несущей конструкции первой стенки, что может негативно сказаться на усталостном ресурсе электрического соединителя [15]. Также негативное влияние на прочность несущей конструкции первой стенки может оказать увеличение силы осевого болта в фазе «пауза».

Обобщая полученные результаты, можно сделать вывод о направлении оптимизации системы крепления, а именно сила затяга центрального болта должна быть не меньше 800 кН, перемещение несущей конструкции первой стенки при затяге центрального болта должно быть ограничено. Данный подход может быть реализован путём уменьшения величины зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» с целью закрытия зазора при затяге центрального болта и обеспечения условия нераскрытия стыка в фазах «горение плазмы» и «пауза».

На втором этапе выполнен расчёт с силой предварительного затяга 800 и 1000 кН и величиной первоначального зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 0,5 и 0,3 мм. Распределение сил реакции на интерфейсе «Панель первой стенки/защитный блок» представлено на рис. 15, 16.

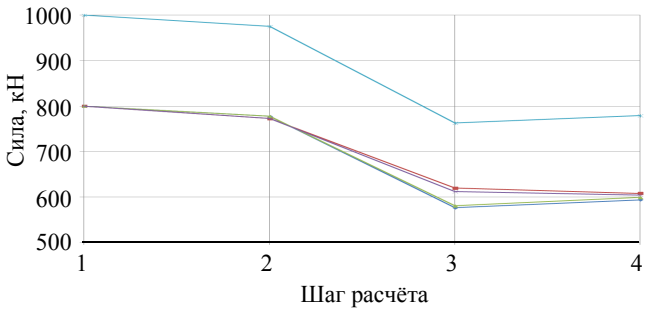


Рис. 15. Изменение осевого усилия в центральном болте в зависимости от шага расчёта: — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 1000 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм

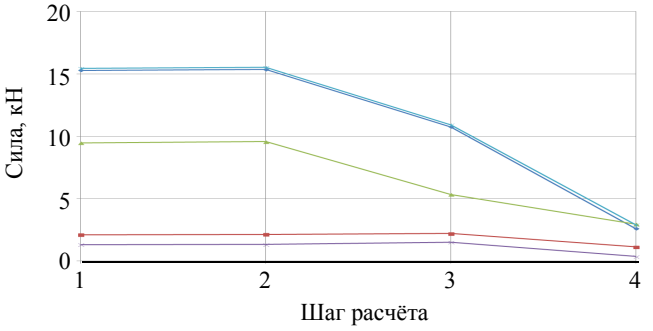


Рис. 16. Изменение усилия в электрическом соединителе в зависимости от шага расчёта: — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 1000 кН, зазор 0,5 мм; — панель первой стенки ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм

При уменьшении первоначального зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» с 3 до 0,3—0,5 мм наблюдается одинаковая картина изменения осевого усилия в центральном болте для панелей первой стенки ряда 14, тип NC и тип А. При силе предварительного затяга 800 кН в обоих случаях происходит снижение усилия в болте в фазе «горение плазмы» приблизительно на 200 кН относительно усилия предварительного затяга болта (шаг 1), при этом в фазе «пауза» осевое усилие в болте практически не меняется. Напряжения в центральном болте составляют порядка 40% от несущей способности центрального болта и не меняются в фазах «горение плазмы» и «пауза».

Вариант с предварительным затягом центрального болта панели первой стенки ряда 14, тип NC 1000 кН и зазором на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» 0,5 мм имеет качественно похожую картину, а именно наблюдается снижение усилия в болте в фазе «горение плазмы» приблизительно на 237 кН относительно усилия предварительного затяга болта (шаг 1), при этом в фазе «пауза» осевое усилие в болте практически не меняется. Напряжения в центральном болте составляют порядка 51% от несущей способности центрального болта и не меняются в фазах «горение плазмы» и «пауза». Но в этом случае, учитывая погрешность при затяге болта, которая в соответствии с [16] может достигать ±30%, и тот факт, что использование резьбы Spiralock требует приложения на 10—20% большего значения момента вследствие перераспределения части осевого усилия на радиальное для создания самостопорящих свойств [17], появляется вероятность разрушения обечайки несущей конструкции первой стенки при затяге. При погрешности затяга +30% осевая сила в центральном болте может достигнуть 1300 кН, при этом осевые напряжения в промежуточной обечайке несущей конструкции в зоне резьбы М145×4-L могут достигать значений порядка 218 МПа, что практически равно пределу текучести стали 316L(N)-IG, принятому равным 220 МПа при температуре 20 ºС [3], поэтому целесообразно использовать усилие затяга 800 кН, позволяющее обеспечить запас по несущей способности промежуточной обечайки несущей конструкции первой стенки.

Уменьшение первоначального зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» до 0,5 и 0,3 мм привело к ограничению прогиба несущей конструкции первой стенки, что положительно отразилось на электрическом

соединителе. Усилие, действующее на электрический соединитель в фазах «горение плазмы» и «пауза» для панели первой стенки ряда 14, тип NC, снизилось в 4 и 10 раз соответственно (см. рис. 16).Отдельно следует рассмотреть распределение усилий между компонентами системы механического крепления на интерфейсе «Панель первой стенки/защитный блок». Результаты расчёта основных вариантов представлены на рис. 17. При комбинации силы предварительного затяга не более 600 кН и зазора на интерфейсе более 0,5 мм существует возможность раскрытия контакта на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» (см. рис. 17, *е*), вследствие чего увеличится нагрузка на накладки и электрические соединители, поэтому сила предварительного затяга должна быть не менее 800 кН для обеспечения гарантированного контакта.

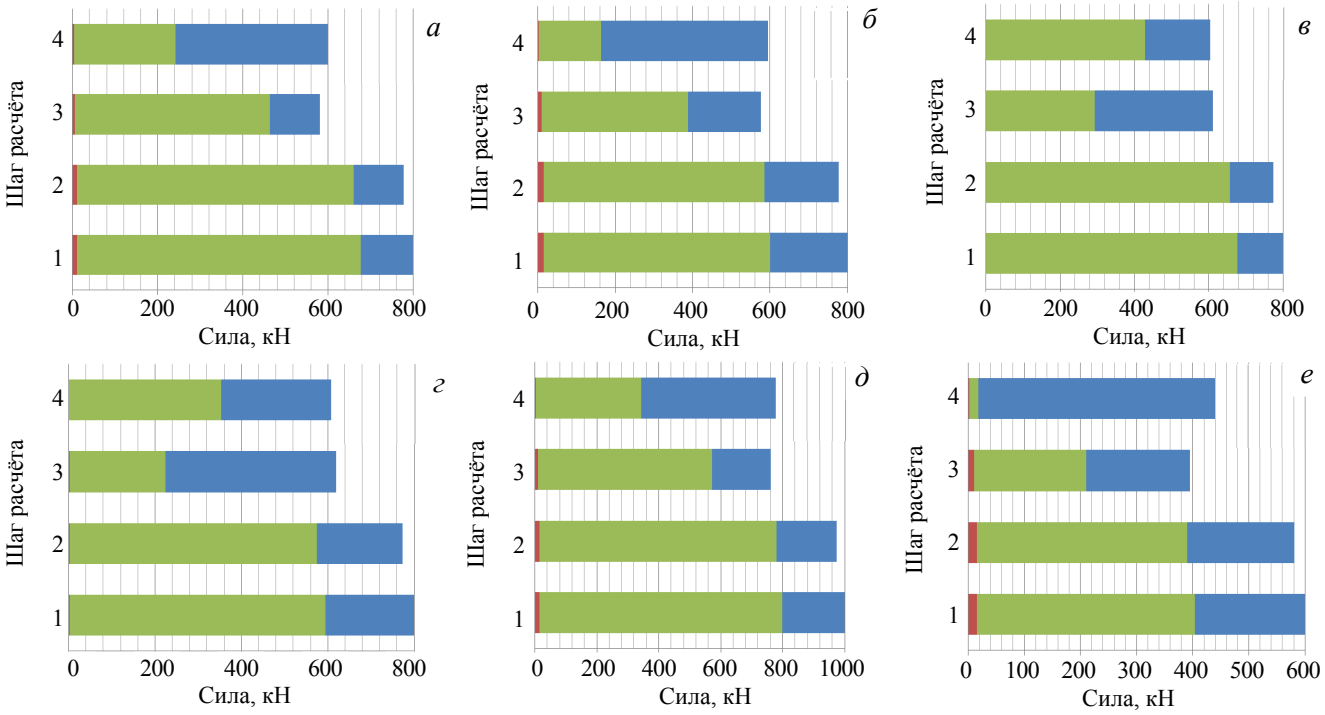


Рис. 17. Распределение сил реакции на интерфейсе «Панель первой стенки/защитный блок»: *а* — панель ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм; *б* — панель ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; *в* — панель ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,3 мм; *г* — панель ряда 14, тип А, сила предварительного затяга 800 кН, зазор 0,5 мм; *д* — панель ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 1000 кН, зазор 0,5 мм; *е* — панель ряда 14, тип NC, сила предварительного затяга 600 кН, зазор 0,5 мм; ■ — ЭС/ЗБ; ■ — стакан/ЗБ,; ■ — КЭИН/ЗБ

Размер зазора позволяет регулировать соотношение усилий между компонентами системы механического крепления (см. рис. 17, *а*—*г*), что может быть полезным для обеспечения оптимального уровня усилия на интерфейс «Накладки/защитный блок», требуемого для исключения открытия зазора на данном интерфейсе при воздействии электромагнитных сил, обусловленных срывами плазмы с одновременным обеспечением приемлемых усилий, действующих на электрический соединитель.

Выполнение силы предварительного затяга 1000 кН выглядит позитивно, однако данное значение очень близко к предельной нагрузочной способности обечайки несущей конструкции первой стенки, что может послужить причиной разрушения при сборке, учитывая неопределённость, обусловленную инструментом для затяга и покрытием на резьбе болта, комбинация которых может привести к увеличению осевого усилия на 30% при том же крутящем моменте [16].

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты данной исследовательской работы позволили получить новые данные о возможных направлениях оптимизации существующей системы механического крепления панель первой стенки/защитный блок, одним из которых является оптимизация зазора на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок», позволяющая стабилизировать уровень осевого усилия в центральном болте системы механического крепления в фазах «горение плазмы» и «пауза» режима Inductive I независимо от типоразмера панели первой стенки.

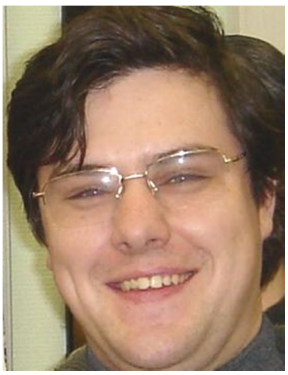
Обобщая результаты выполненных расчётов, можно сделать вывод, что оптимальным является зазор в диапазоне 0,3—0,5 мм, а усилие затяга 800 кН. При данной комбинации в центральном болте обеспечиваются напряжения на уровне 40% от несущей способности болта, что требует выполнения дополнительных испытаний самоконтрящейся резьбы типа Spiralock с силой затяга болта на уровне 40% от несущей способности.

Уменьшение зазора до 0,3—0,5 мм позволяет обеспечить гарантированный контакт на интерфейсе «Дно стакана/защитный блок» во всех фазах режима Inductive I, снизить температуры компонентов системы крепления, уменьшить нагрузки на электрический соединитель, что положительно скажется на работоспособности панели первой стенки.

Работа выполнена частично в рамках договора № 35-18до от 27.04.2018 между Частным учреждением «Проектный центр ИТЭР» (заказчик) и АО «НИКИЭТ» (исполнитель).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Merola M., Escourbiac F., Raffray R., Chappuis P., Hirai T., Martin A.** Overview and status of ITER internal components. — Fusion Engineering and Design, 2014, vol. 89, p. 890—895.
2. **Sviridenko M., Leshukov A., Tomilov S., Poddubnyi I., Parshutin E., Strebkov Yu., Safronov V., Raffray R., Eaton R., Gicquel S.** Experimental validation of enhanced heat flux first wall panel mechanical attachment system. — Ibid., 2019, vol. 146, Part B, p. 1963—1966.
3. **Hirai T., Barabash V., Escourbiac F., Durocher A., Ferrand L., Komarov V., Merola M.** ITER divertor materials and manufacturing challenges. — Ibid., 2017, vol. 125, p. 250—255.
4. **Nakamichi M.** Out-of-pile characterization of Al_2O_3 coating as electrical insulator. — FED, 2001, vol. 58—59, p. 719—723.
5. **Shakhova I. et al.** Thermo-electrical properties of the alumina coatings deposited by different thermal spraying technologies. — Ceramics International, 2017, vol. 43, p. 15392—15401.
6. **Ulianitsky V. et al.** Computer-controlled detonation spraying: From process fundamentals toward advanced applications. — J. of Thermal Spray Technology, 2011, vol. 20, p. 791—801.
7. **Свириденко М.Н., Томилов С.Н., Поддубный И.И., Колганов В.Ю., Тагиев Р.А., Лешуков А.Ю.** Динамические испытания компонентов системы механического крепления панели первой стенки бланкета ИТЭР. — ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2019, т. 42, вып. 4, с. 72—84.
8. **Raffray A.R., Calcagno B., Chappuis P., Fu Z., Jiming C., Kim D-H. et al.** The ITER blanket system design challenge — Nucl. Fusion, 2014, vol. 54. p. 033004.
9. **Spiralock**_Catalogue_EN_Dec-17; https://www.stanleyengineeredfastening.com/resources/the-library#f:globallanguages=[English,%D 0%A0%D1%83%D1%81%D1%81%D0%BA%D0%B8%D0%B9%20%D1%8F%D0%B7%D1%8B%D0%BA]&f:brandlist=[Spiralock]
10. **Spiralock** Torque Charts; https://www.stanleyengineeredfastening.com/resources/the-library#f:globallanguages=[English,%D0%A0%?D1%83%D1%81%D1%81%D0%BA%D0%B8%D0%B9%20%D1%8F%D0%B7%D1%8B%D0%BA]&f:brandlist=[Spiralock]
11. **Томилов С.Н., Свириденко М.Н., Лешуков А.Ю., Герваш А.А., Окунева Е.В., Мазуль И.В., Сафронов В.М.** Панель первой стенки модуля бланкета ИТЭР с механическим креплением энергонапряженных компонентов. — В сб.: Сборник докладов V Международной научно-технической конференции. Москва, 2—5 октября 2018 г.
12. **Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н.** Контактное термическое сопротивление. — М.: Энергия, 1977. 326 с.
13. **Sviridenko M.** Analyses results of the EHF FW panel with welded fingers. — Fusion Eng. Des., 2014, vol. 89, p. 937—948.
14. **Данилов И.В., Лешуков А.Ю., Размеров А.В., Свириденко М.Н., Стребков Ю.С., Мазуль И.В., Герваш А.А., Лабусов А.Н.** Несущая конструкция первой стенки модуля бланкета ИТЭР. — ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2013, т. 36, вып. 1, с. 17—43.
15. **Sviridenko M., Leshukov A., Razmerov A., Poddubnyi I., Skladnov K., Bushkov A., Elkin V., Kolganov V., Kirillov S., Strebkov Yu., Safronov V., Putrick A., Raffray R., Eaton R., Egorov K., Calcagno B.** Design, analysis and manufacturing of electrical strap for enhanced first wall panel. — Fusion Eng. Des., 2017, vol. 123, p. 326—330.
16. **Биргер И.А., Иосилевич Г.Б.** Резьбовые и фланцевые соединения. — М.: Машиностроение, 1990. 332 с.
17. **Tremsin A.S. et al.** Examination of loads in regular and self-locking spiralock threads. — Strain, 2016, vol. 52, p. 548—558.



Максим Николаевич Свириденко, ведущий инженер; АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», 107140 Москва, ул. М. Красносельская 2/8, Россия
sviridenko@nikiet.ru

Андрей Юрьевич Лешуков, заместитель начальника отдела; АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», 107140 Москва, ул. М. Красносельская 2/8, Россия
leshu@nikiet.ru

Сергей Николаевич Томилов, инженер; АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», 107140 Москва, ул. М. Красносельская 2/8, Россия
tomilov@nikiet.ru

Иван Игоревич Поддубный, инженер первой категории; АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», 107140 Москва, ул. М. Красносельская 2/8, Россия
poddubnyyii@nikiet.ru

Юрий Сергеевич Стребков, главный конструктор по ядерно-физическим системам ИТЭР; АО «Ордена Ленина Научно-исследовательский и конструкторский институт энерготехники им. Н.А. Доллежаля», 107140 Москва, ул. М. Красносельская 2/8, Россия
styri@nikiet.ru

Валерий Михайлович Сафронов, д.ф-м.н.; Частное учреждение «ИТЭР-Центр», 123182 Москва, пл. Академика Курчатова 1, Россия
v.safronov@iterrf.ru

Статья поступила в редакцию 22 августа 2020 г.
После доработки 16 сентября 2020 г.
Принята к публикации 24 сентября 2020 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Термоядерный синтез, 2020, т. 43, вып. 4, с. 15—26.