

ПЕРВЫЙ ЭТАП ПЕРЕХОДА К СОЗДАНИЮ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ СТАЦИОНАРНОГО ТОКАМАКА

Жарков М.Ю., Вертков А.В., Курячий А.В. (АО «НИКИЭТ», Москва, Россия)

Введение

Одной из ключевых задач в области управляемого термоядерного синтеза является обеспечение стационарного (квазистационарного) режима горения термоядерной плазмы при уровнях плотности теплового потока на приемные внутрикамерные элементы токамака до 10–20 МВт/м². Существующие технические и материаловедческие решения не позволяют полноценно решить эту задачу. Так в самом масштабном и успешно реализуемом в настоящее время силами мирового сообщества проекте экспериментального токамака ИТЭР предусматривается периодическая замена элементов приемных элементов дивертора, способных выдерживать приходящиеся на них тепловые нагрузки лишь ограниченное время. Альтернативным решением этой проблемы является использование жидких металлов и в первую очередь лития в качестве материала, обращенного к плазме. Это позволит, как показывает накопленный на сегодняшний день опыт, создать долговечную, неповреждаемую и самообновляющуюся поверхность внутрикамерных элементов (ВЭ), которая не оказывает фатального воздействия на термоядерную плазму [1–6].

Российская концепция на основе использования неподвижного или медленно протекающего лития, заключенного в капиллярно-пористую систему (КПС) [7] выглядит как наиболее перспективное и продвинутое экспериментальное решение для защиты поверхности ВЭ. Эта концепция интегрирует все преимущества лития с возможностью равномерного распределения его слоя на поверхности ВЭ независимо от ее ориентации в пространстве при высоком сопротивлении разбрызгиванию в магнитном поле. Отвод тепла обеспечивается за счет теплопроводности через тонкостенную структуру ВЭ, к теплоносителю. Тонкостенность конструкций обеспечивает минимальное тепловое сопротивление и приемлемый уровень рабочих температур для жидкого лития. Таким образом, способность ВЭ на основе КПС выдерживать тепловые потоки высокой удельной плотности сильно зависит от конструкции, конструкционных материалов и теплоносителя. Литиевые КПС в качестве обращенного к плазме материала внутрикамерных элементов успешно испытаны в импульсном режиме на отечественных (Т-10, Т-11М) и зарубежных (FTU, TJ-II, KTM) термоядерных установках [8]. При переходе к более длительным режимам горения плазмы требования к ВЭ ужесточаются, в частности имеют место:

- 1) ограничение на температуру приемной поверхности ($T < 600\text{ °C}$) для предотвращения чрезмерного поступления лития в плазму;
- 2) требование периодической очистки лития от изотопов водорода и накопившихся примесей для обеспечения безопасности, и работоспособности устройства;
- 3) требование подпитки устройства литием без разгерметизации вакуумной камеры для бесперебойной работы.

1. Литиевый лимитер квазистационарного типа для токамака Т-11М

Для обоснования концепции в 2019–2021 годах на АО «Красная Звезда» был разработан и изготовлен литиевый лимитер квазистационарного типа для токамака Т-11М (рис. 1 и 2) с КПС на основе инновационного материала, представляющего собой набор спрессованных в единый элемент вольфрамовых проволок диаметра

30...50 мкм. Основная цель устройства: отработка приемов работы с потоком текущего лития и подпиткой лимитера для обеспечения требований № 2, 3. Устройство изначально создавалось без активной системы термостабилизации, так как в силу импульсного режима горения плазмы на токамаке Т-11М оценить ее вклад в тепловое состояние приемной поверхности не представляется возможным. Выполнение требования № 2 о периодической очистке лития от изотопов водорода и накопившихся примесей обеспечивается наличием двух коллекторов лития для организации медленно текущего потока лития в объеме КПС (т.н. «проливка»). Оба коллектора связаны с внешней системой подпитки системой трубопроводов через сифонные узлы. Система может быть гибко модифицирована под конкретные задачи: организация замкнутого контура циркуляции лития (рисунок 1б) с возможностью рекуперации во внешнем (сливном) баке захваченных изотопов водорода или подпитка через один из коллекторов для восполнения потерь лития в КПС в ходе экспериментальных кампаний (рис. 1в).

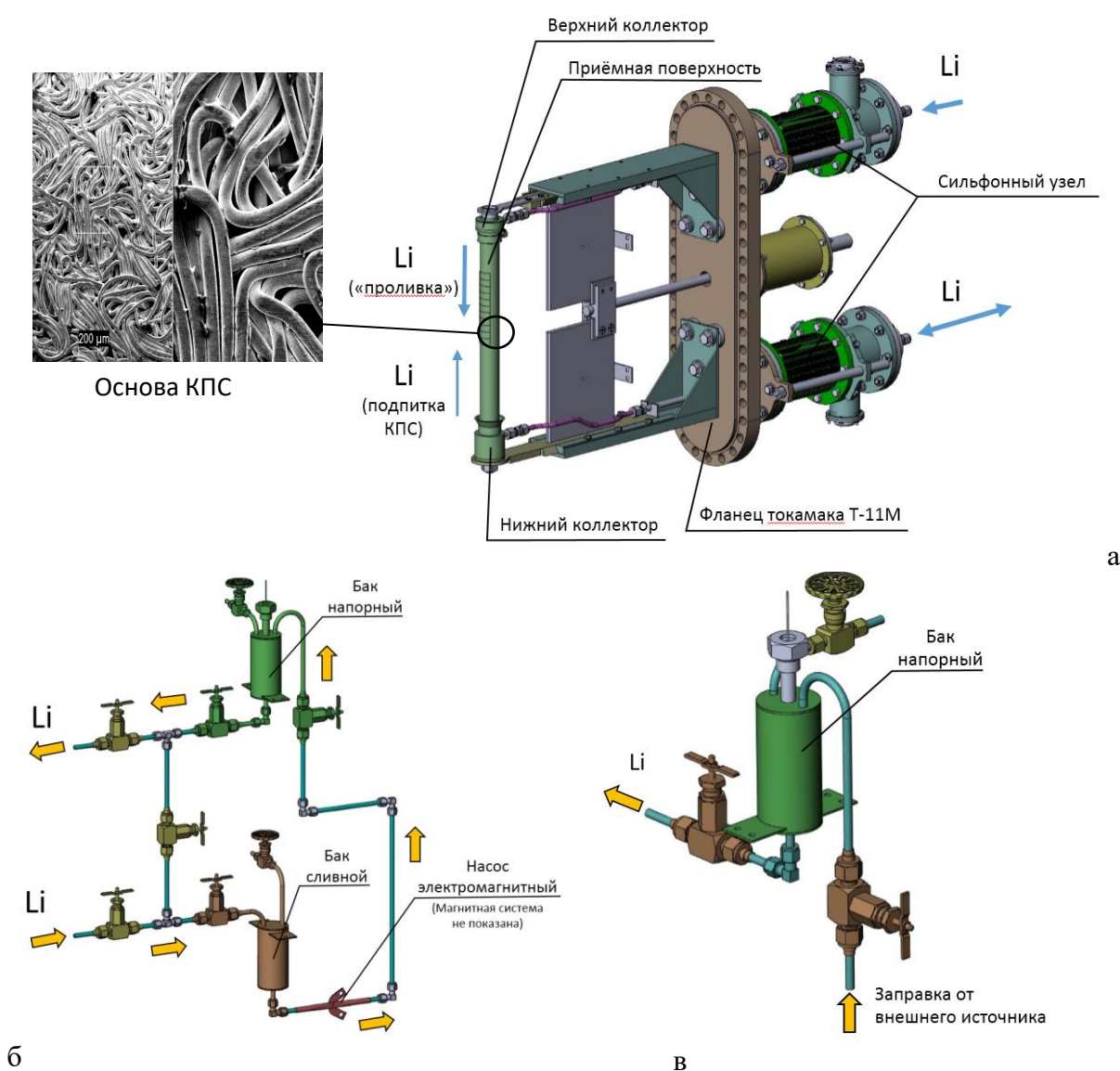


Рис. 1. 3D-модель лимитера литиевого квазистационарного типа токамака Т-11М: а – лимитер; б – внешняя система подпитки для организации замкнутого контура циркуляции лития; в – внешняя система подпитки для подпитки одного из коллекторов

В 2021–2022 годах были успешно проведены работы по отработке технологии подпитки устройства литием без разгерметизации вакуумной камеры для бесперебойной работы (выполнение требования № 3). Внешняя система была собрана в варианте, показанном на рис. 1в, и соединена через быстросъемный фиттинг и трубопровод с нижним коллектором (рис. 2). После расходования лития в нижнем коллекторе была успешно реализована процедура подпитки путем перекачивания жидкого лития из питающего бака в нижний коллектор за счет гидростатического давления столба жидкого лития или избыточного давления инертного газа.

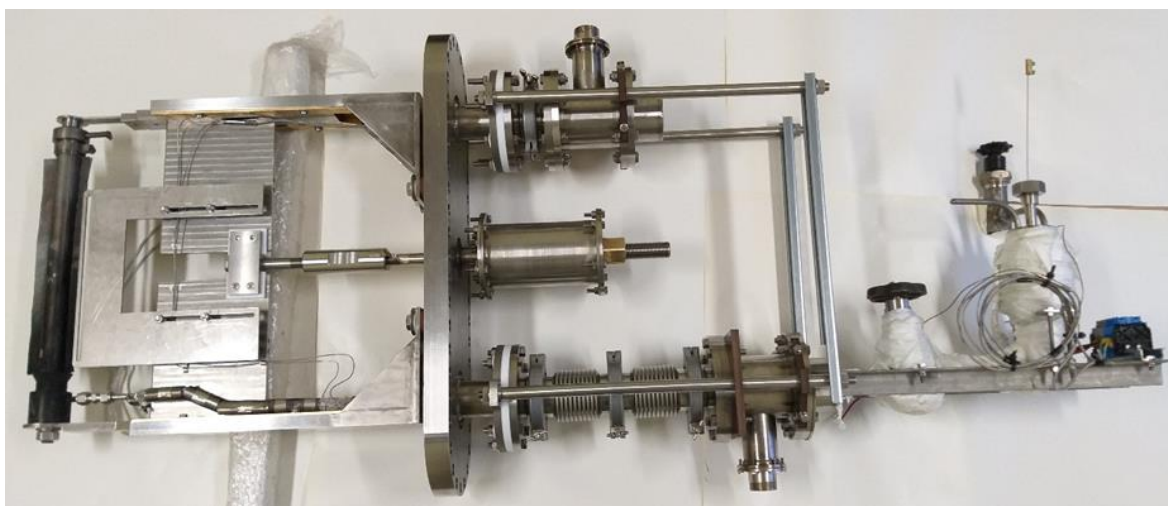


Рис. 2. Изготовленный лимитер литиевый квазистационарного типа токамака T-11M с системой подпитки литием нижнего коллектора

В ходе плазменных испытаний также было показано, что примененная основа КПС показала значительно более высокую стойкость по сравнению с КПС на основе молибденовой сетки.

2. Макет литиевого дивертора с системой охлаждения

Выбор теплоносителя и конструкции системы отвода тепла является ключевой задачей при разработке ВЭ стационарного токамака реактора на основе литиевых КПС (требование № 1). Конструкция приемной пластины такого ВЭ должна обеспечивать сбалансированные уровни температуры литиевой поверхности $T_{\text{пов}}$ (не выше $600\text{ }^{\circ}\text{C}$) и температуры внутренней стенки канала охлаждения $T_{\text{ст}}$ при стационарных тепловых потоках до 20 МВт/м^2 . При этом $T_{\text{ст}}$ определяет, как необходимое давление теплоносителя (особенно для жидких теплоносителей) с целью предотвращения кризисных явлений при теплоотводе, так и эффективность теплоотвода.

В последнее время АО «Красная Звезда» был предложен и применен на практике в токамаке FTU мелкодисперсный водяной спрей в потоке газа [9]. К примеру, для обеспечения эффективного охлаждения однофазным потоком воды при тепловом потоке до 15 МВт/м^2 необходим переход в область теплоотдачи за счет пузырькового кипения, реализуемого при скорости потока однофазной воды до 10 м/с и давлении до 3 МПа [10]. Для газо-водяной смеси испарение играет основную роль в теплопередаче и является наиболее эффективным процессом. Такой теплоноситель имеет ряд существенных преимуществ по сравнению с однофазным потоком – высокая эффективность теплоотвода за счет высокой теплоты испарения мелко-дисперсной жидкой фазы, низкое давление, лучшая совместимость с жидким литием (существенно меньший расход воды), меньшая склонность к возникновению кризиса теплоотдачи и т.д.

Проведенные экспериментальные исследования [11, 12] особенностей процесса охлаждения горячей стенки диспергированным газожидкостным потоком низкого давления до сих пор касались случая, когда поток теплоносителя взаимодействовал с охлаждаемой поверхностью под острым углом ($\sim 3 \dots 5$ градусов), т.е. вводился в канал охлаждения вдоль его оси. Было детально изучено влияние таких параметров газожидкостного теплоносителя, как дисперсность жидкой фазы, соотношение долей жидкой и газовой фаз, массовый расход и давление компонентов на коэффициент теплоотдачи на горячей стенке канала охлаждения. Полученные результаты продемонстрировали высокую эффективность процесса теплоотвода таким типом теплоносителя при тепловых потоках на горячую стенку, достигавших 10 МВт/м^2 . Коэффициент теплоотдачи при этом мог достигать величин $70\text{--}75 \text{ кВт/м}^2\text{К}$. Однако, было установлено [13], что эффективность теплоотвода при такой продольной схеме подачи теплоносителя в канал спадает в зависимости от удаленности охлаждаемого участка от места ввода теплоносителя. Кроме того, такая схема ввода теплоносителя не оптимальна для случая охлаждения больших плоских поверхностей и каналов сложной конфигурации [14].

Исследование процесса теплоотвода при схеме с перпендикулярной подачей теплоносителя на охлаждаемую стенку проводилось на специально созданном макете литиевого дивертора, представленном на рис. 3. Макет представляет собой герметичный корпус со встроенной пневматической двухфазной форсункой, создающей диспергированный газожидкостный поток на внутреннюю сторону поверхности макета, принимающую тепловой поток.

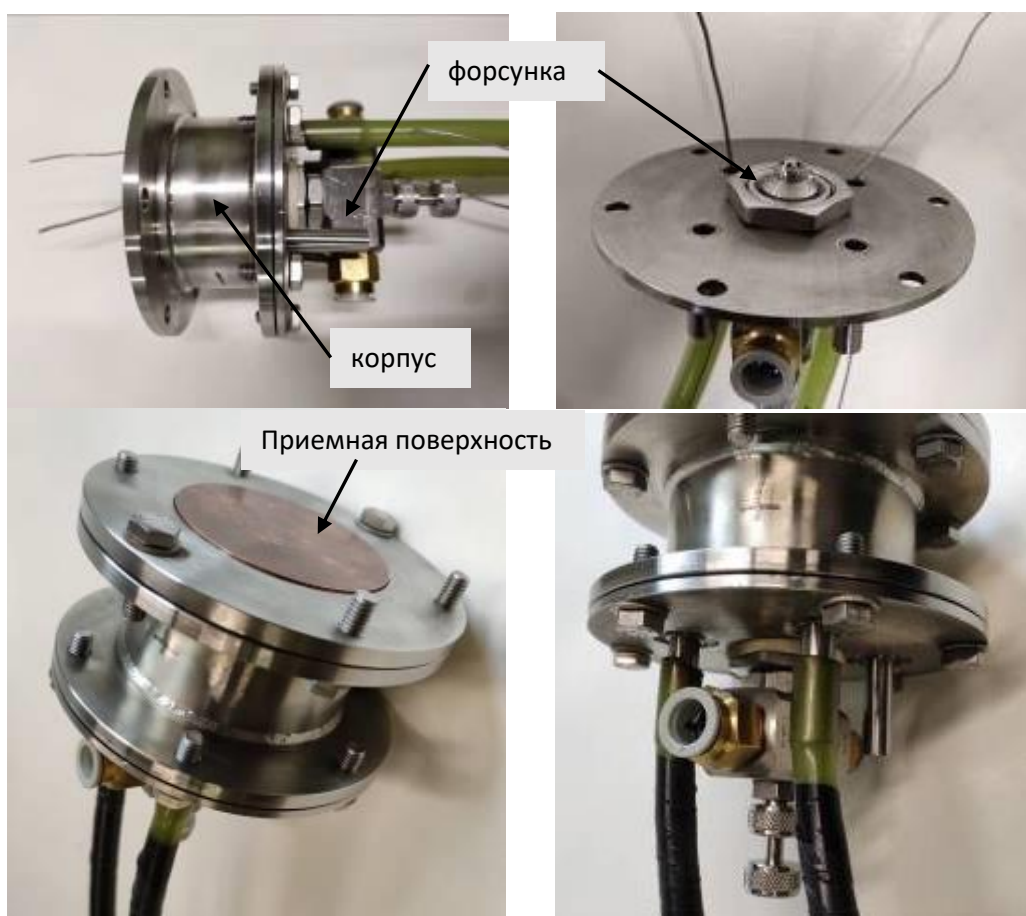


Рис. 3. Макет литиевого дивертора с системой охлаждения

Угол раскрытия факела форсунки составлял 70 градусов (рис. 4а), что обеспечивало покрытие всей приемной поверхности. Диаметр капель распыленной жидкости определялся путем измерения с помощью оптического микроскопа ПМТ-3 на поверхности специального уловителя, покрытого слоем вазелинового масла. Вид капель распыленной жидкости на поверхности уловителя приведен на рис. 4б.

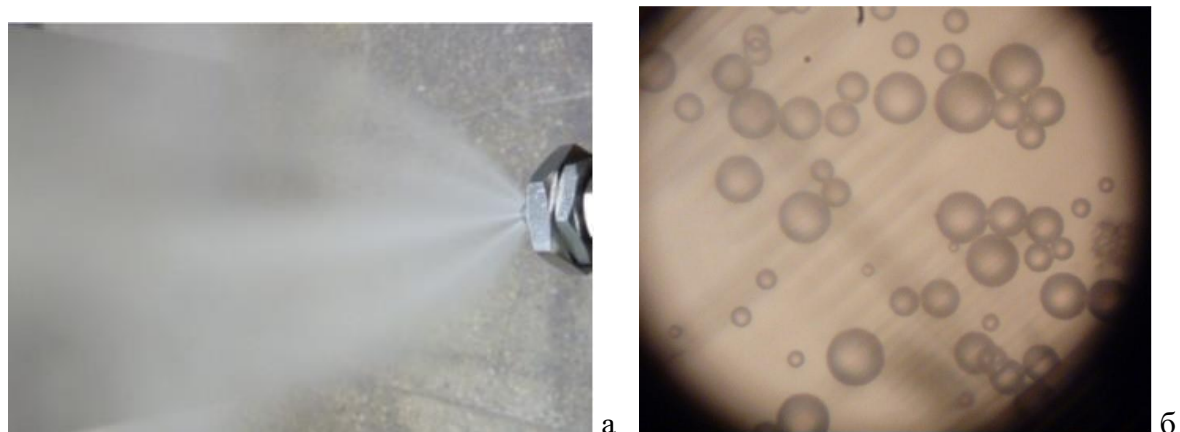


Рис. 4. Вид факела распыла форсунки (а) и капель диспергированной воды на уловителе под микроскопом (б)

По результатам измерений диаметра капель построено их распределение по размерам, вид которого приведен на рис. 5. Распределение капель жидкости по размерам определялось на выборке не менее 100 капель. Точность измерения диаметра составляла ± 1 мкм. Максимальное число капель (50%) в потоке диспергированной воды имеет радиус 22 ± 1 мкм. Диаметр самых крупных капель в потоке не превышает 100 мкм.

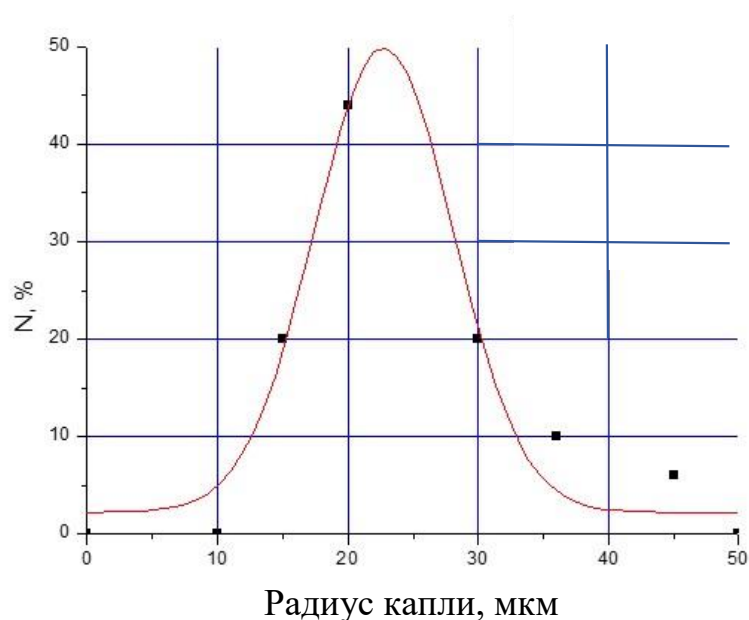


Рис. 5. Распределение капель воды по размеру в факеле форсунки

В качестве источника теплового потока в эксперименте использовался электродуговой газовый плазматрон, что позволило проводить исследования в атмосфере воздуха при нормальных условиях и существенно упростило методику испытаний. Диаметр пятна нагрева поверхности макета D составлял 20 мм. Устойчивая

работа плазматрона обеспечивалась при подаче аргона в разряд под давлением 1,5 атм. С расходом 0,2 л/с. Величина теплового потока Q на поверхность макета, выдаваемая плазматроном, регулировалась изменением тока разряда J в интервале 0–100 А.

Определение удельной мощности потока плазмы производилось в калибровочных экспериментах с помощью объекта-калориметра, выполненного в виде медного диска диаметром 60 мм и толщиной 8 мм, помещенного в теплоизолирующий экран. В объеме объекта-калориметра устанавливалась термопара, с помощью которой определялся нагрев объекта ΔT за фиксированное время ($\tau = 30$ с) облучения плазмой. Термометрирование калориметра и, в последствии, макета литиевого дивертора производилось с помощью термоэлектрического термометра типа ХА и измерительного прибора типа ТРМ138.

Величина средней по пятну облучения плотности теплового потока определялась из выражения:

$$Q = C_{cu} m \Delta T / S \tau \quad (1)$$

где C_{cu} – теплоемкость меди; m – масса объект-калориметра; ΔT – нагрев объекта-калориметра, S – площадь пятна нагрева.

Зависимость величины средней плотности теплового потока Q на поверхность макета от тока разряда плазматрона приведена на рис. 6. Принимая во внимание тот факт, что распределение плотности теплового потока по сечению плазменного потока плазматрона описывается функцией Гаусса [15], получено распределение плотности теплового потока на поверхности макета (рис.7). Видно, что плотность теплового потока в центре пятна нагрева может достигать величины 7 МВт/м².

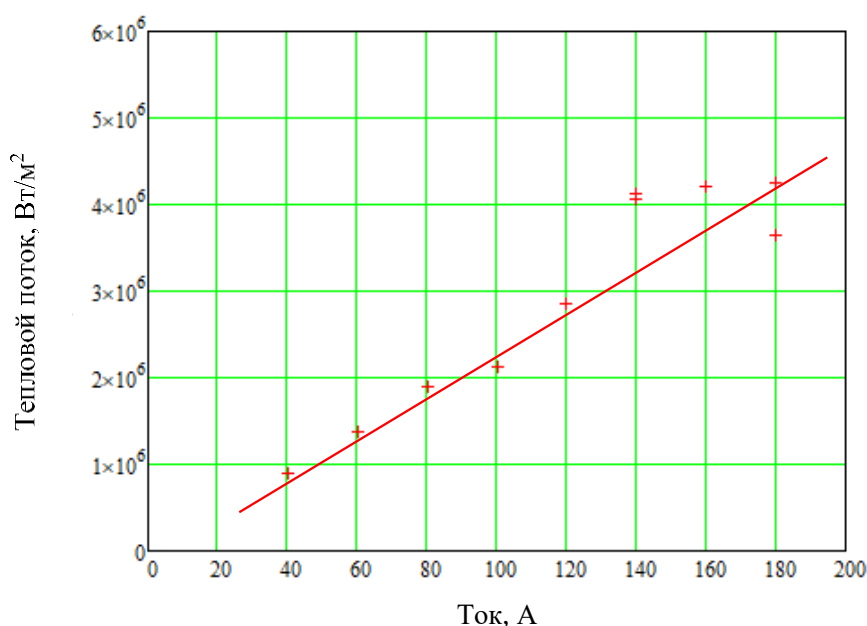


Рис. 6. Зависимость средней плотности теплового потока от тока плазматрона

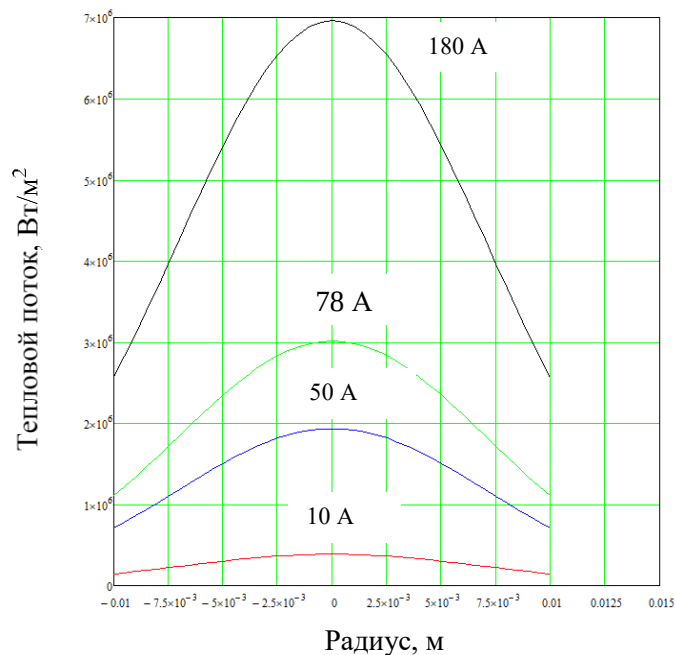


Рис. 7. Распределение плотности теплового потока в пятне облучения при различных токах плазматрона

Первая тестовая серия экспериментов по исследованию процесса охлаждения приемной поверхности макета дивертора проводилась при величинах усредненного теплового потока 1,2 МВт/м² и 1,8 МВт/м², что соответствовало пиковым значениям в центре пятна нагрева 1,9 МВт/м² и 3 МВт/м², току плазматрона 50 А и 78 А соответственно.

Экспериментальным путем было установлено, что оптимальный режим работы форсунки макета при указанных тепловых потоках достигается при необходимом расходе жидкой фазы равном 22 л/час (давление 1,5 атм.) и расходе газовой фазы равным 7 м³/час (давление 3,2 атм.).

Измерение установившегося распределения температуры в принимающей стенке макета позволило определить величину коэффициент теплоотдачи для оптимальных режимов подачи рассматриваемого теплоносителя, которая составила 10,4 кВт/(м²·К) и 11,6 кВт/(м²·К) для теплового потока 1,2 МВт/м² и 1,8 МВт/м² соответственно.

Вид объекта-калориметра в процессе тарировки и макета литиевого дивертора, установленного в экспериментальный стенд приведен на рис. 8.

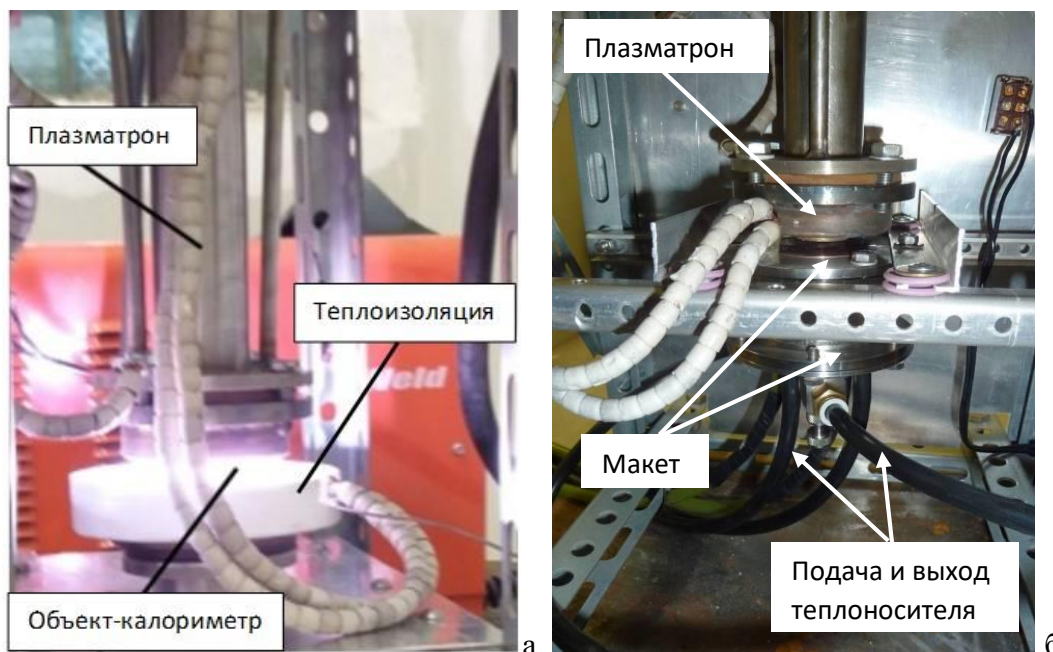


Рис. 8. Вид объекта-калориметра в процессе тарировки (а) и макета литиевого дивертора, установленного в экспериментальный стенд (б)

Измерения температуры нагреваемой стенки макета производились в центре пятна воздействия потока плазмы, где плотность теплового потока достигает максимума. Термопары были установлены в теле нагреваемой стенки макета на расстоянии 1 мм от горячей и 1 мм от охлаждаемой поверхности. Температура горячей и холодной поверхности стенки определялась экстраполяцией линейного закона распределения температуры по толщине стенки.

На первом этапе исследований для сравнения был выполнен эксперимент по облучению макета (рис. 8б) тепловым потоком с усредненной величиной $1,2 \text{ МВт/м}^2$ (максимальный поток в центре пятна нагрева равен $1,9 \text{ МВт/м}^2$) в течение 30 с без подачи теплоносителя в систему охлаждения. Диаграмма нагрева макета представлена на рис. 9а. Видно, что приемная поверхность быстро нагревается до $250 \text{ }^\circ\text{C}$ и ее температура не стабилизируется.

В случае подачи теплоносителя при стационарном усредненном тепловом потоке $1,2 \text{ МВт/м}^2$ температура поверхности макета достигает стабилизации на уровне $100 \text{ }^\circ\text{C}$ за первые 30 с, что свидетельствует об эффективном теплоотводе (рис. 9б). При усредненном тепловом потоке $1,8 \text{ МВт/м}^2$ стабилизация температуры наступала при $125 \text{ }^\circ\text{C}$.

На основе полученных экспериментальных данных был рассчитан локальный коэффициент теплоотдачи, который определялся при установившейся температуре из следующего уравнения теплового баланса в локальной области пика тепловой нагрузки:

$$\lambda_{\text{Cu}} (T_{\text{гп}} - T_{\text{хп}}) / h = \alpha (T_{\text{хп}} - T_0), \quad (2)$$

где λ_{Cu} – теплопроводность медной стенки макета; α – локальный коэффициент теплоотдачи; h – толщина стенки принимающего элемента макета; $T_{\text{гп}}$ – температура принимающей поверхности макета; $T_{\text{хп}}$ – температура охлаждаемой поверхности; T_0 – температура теплоносителя. Результаты определения коэффициент теплоотдачи приведены в табл. 1.

Поскольку в проведенных экспериментах пиковый тепловой поток не превышал 3 МВт/м^2 и температура охлаждаемой стенки макета не достигала 100°C , доля отводимой испарением тепловой энергии была относительно не высокой. Однако видно, что с ростом плотности теплового потока и, следовательно, температуры стенки вклад этого процесса возрастает, что приводит к росту коэффициента теплоотдачи (выделенная область на рис. 10). Наблюдаемая тенденция хорошо согласуется с данными работ [16] и [11], представленными в виде зависимости коэффициента теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности (рис. 10, сплошная линия). Указанное свидетельствует о перспективности дальнейшего исследования предлагаемого теплоносителя.

Таблица 1

Экспериментальные результаты исследования процесса охлаждения макета

Ток плазматрона, А	Усредненный тепловой поток, МВт/м^2	Пиковый тепловой поток, МВт/м^2	Коэффициент теплоотдачи, $\text{кВт/м}^2\text{K}$
50	1,2	1,9	21,1
78	1,8	3,0	28,9

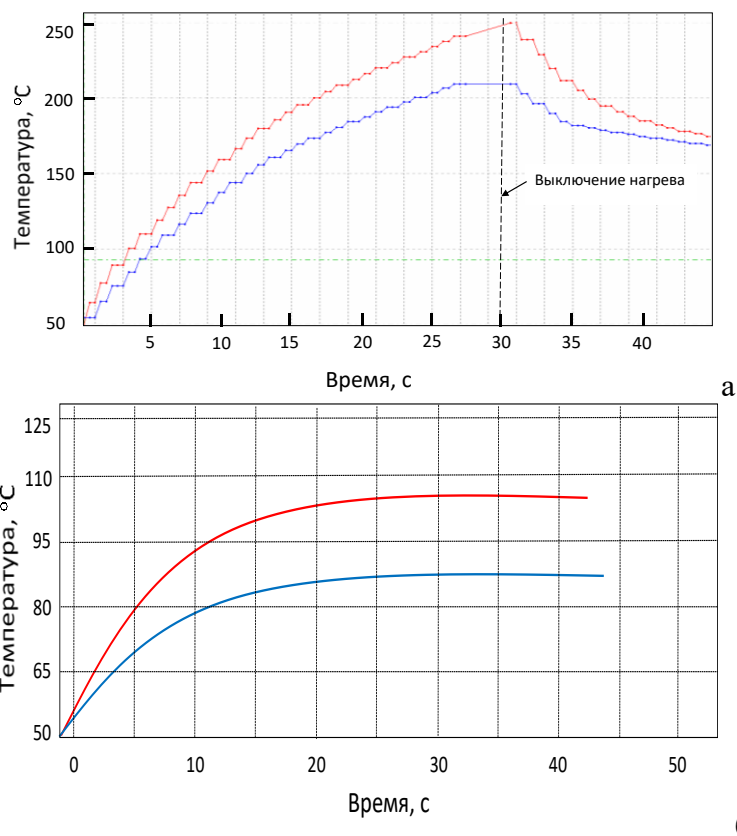


Рис. 9. Диаграмма нагрева макета при среднем тепловом потоке $1,2 \text{ МВт/м}^2$ без охлаждения (а) и с охлаждением (б)

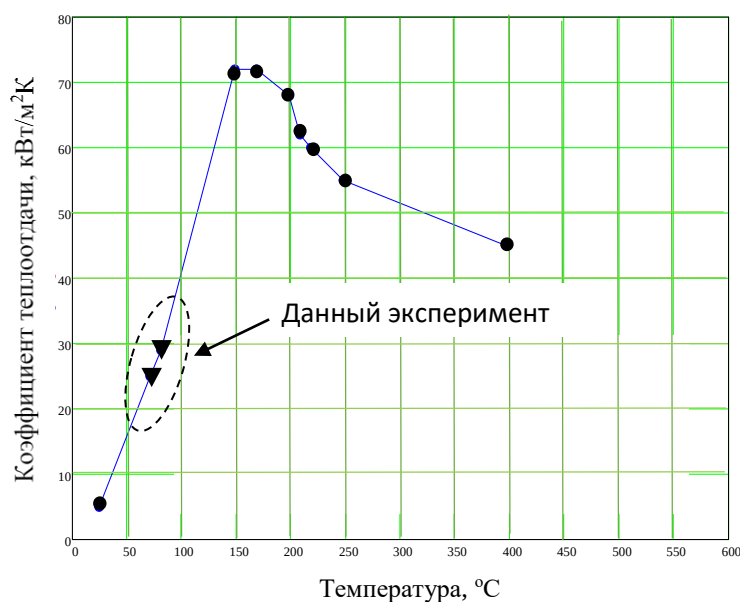


Рис. 10. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры охлаждаемой поверхности

Заключение

Отработанные подходы по решению требований № 1 – 3, продемонстрированные на лимитере для токамака Т-11М и макете литиевого дивертора с системой охлаждения позволили приступить к созданию внутрикамерных устройств для токамака Т-15МД, в котором предполагается стационарный режим горения плазмы. Так в 2022 году был изготовлен литиевый лимитер для токамака Т-15МД, а в настоящее время находится в производстве литиевый дивертор для токамака Т-15МД. Все описанные технические решения (охлаждение, подпитка литием) легли в основу этих устройств, которые первые в мире на данный момент, позволяют беспрепятственно использовать литий в условиях стационарного режима горения термоядерной плазмы.

Список литературы

1. R.E. Nygren, F.L. Tabarés, Liquid surfaces for fusion plasma facing components — A critical review. Part I: Physics and PSI, Nuclear Materials and Energy 9 (2016) 6–21.
2. F. Tabares, et al, Reactor divertor designs based on liquid metal concept, Eurofusion WPDTT2-PR(16) 15478.
3. M.A. Jaworski, et al., Fusion Eng. Des 112 (2016) 93–101.
4. S.V. Mirnov, et al. Li experiments on T-11M and T-10 in support of steady-state tokamak concept with Li closed loop circulation, Nucl. Fusion 51 (2011) 073044 (9pp).
5. I. E. Lyublinski, A. V. Vertkov, and V. A. Evtikhin, Application of lithium in systems of fusion reactors. 1 Physical and chemical properties of lithium, Plasma Devices Oper. V.17, p.42 (2009).
6. Lyublinski I., Vertkov A., Mirnov S., Lazarev V. Protection of tokamak plasma facing components by a capillary porous system with lithium. — J. of Nuclear Materials, 2015, vol. 463, p. 1156—1159.
7. Evtikhin V.A. et al, J. of Advanced Materials, 2, No 2 (1995) p. 650–654
8. Vertkov A.V., Lyublinski I.E., Zharkov M.Yu. In-vessel devices based on capillary-porous systems with liquid metal for a stationary tokamak. Plasma Physics Reports, 2018, Vol. 44, No. 7, pp. 664 – 670.

9. Vertkov A.V., Lyublinski I.E., Zharkov M.Yu. et al. Liquid tin limiter for FTU tokamak. – Fus. Eng. Design, 117, pp. 130–134 (2017), doi: 10.1016/j.fusengdes.2017.01.041.
10. Kuroda T. et al. ITER plasma facing components. ITER Documentation series, No. 30, IAEA, Vienna, 1991.
11. Вертков А.В., Комов А.Т., Люблинский И.Е. и др. Применение диспергированного газожидкостного потока для охлаждения жидкометаллического лимитера токамака Т-10 – ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2018, т. 41, вып. 1, с. 57–64, doi: 10.21517/0202-3822-2017-41-1-57-64.
12. Захаренков А.В., Локтионов В.Д., Дедов А.В. и др. Применение диспергированного газожидкостного потока для охлаждения энергонапряженных элементов конструкций. – ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2021, т. 44, вып. 3 с. 1–10.
13. Мирнов С. В., Варава А. Н., Вертков А. В. И др. Особенности теплообмена при охлаждении рабочего участка диспергированным потоком. – ИФЖ. 2021 г. Ноябрь–декабрь, Том 94, № 6 с. 1471–1476.
14. Вертков А.В., Жарков М.Ю., Захаренков А.В. Применение диспергированного газо-жидкостного потока низкого давления в системе охлаждения литиевых диверторных пластин токамака . – ВАНТ. Сер. Термоядерный синтез, 2022, т. 45, вып. 1, с. 91–97.
15. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. М.: Машгиз, 1951.
16. Kuroda T. et al. ITER plasma facing components. ITER Documentation series, No. 30, IAEA, Vienna, 1991.