

УДК 621.039.63

ДИАГНОСТИКА ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЭЛЕМЕНТОВ ОХЛАЖДЕНИЯ ДИВЕРТОРА ТЕРМОЯДЕРНОГО РЕАКТОРА ИТЭР МЕТОДОМ НАРУЖНОГО ТЕРМОГРАФИРОВАНИЯ

В.К. Арефьев, М.Я. Беленький, М.А. Блинов, М.А. Готовский, М.Е. Лебедев, Б.С. Фокин (ОАО «НПО ЦКТИ», Санкт-Петербург, Россия), С.А. Григорьев, А.Н. Маханьков, К.С. Сенник, В.Н. Танчук (ФГУП «НИИЭФА им. Д.В. Ефремова», Санкт-Петербург, Россия)

Приведены результаты расчётного и экспериментального обоснования действенности методики определения дефектных гипервапотронов центральной сборки дивертора (с уменьшенным по сравнению с номинальным проходным сечением) на основе бесконтактного измерения динамического температурного поля наружной поверхности защитного покрытия, вызванного скачкообразным увеличением температуры теплоносителя, протекающего по внутренним каналам охлаждения сборки. Опыты проведены в широком диапазоне изменения расходов и начальных температур теплоносителя. В результате определены оптимальные режимные параметры испытаний. Показано, что существует однозначная зависимость между динамическими характеристиками температурного поля наружной поверхности защитного покрытия (тайлов) и расходом теплоносителя. Таким образом, подтверждена работоспособность предложенной методики.

Ключевые слова: термоядерный реактор ИТЭР, центральная сборка дивертора, гипервапотрон, термографирование, тепловизор, расчётное и экспериментальное обоснование методики.

DIAGNOSTICS OF HYDRAULIC CHARACTERISTICS OF ITER DIVERTOR COOLING ELEMENTS BY THE INFRARED THERMOGRAPHY METHOD. V.K. AREFIEV, M.Ya. BELENKY, M.A. BLINOV, M.A. GOTOVSKY, M.E. LEBEDEV, B.S. FOKIN, S.A. GRIGORIEV, A.N. MAKHANKOV, K.S. SENIK, V.N. TANCHUK. The paper presents the results of analytical and experimental validation of the method to be applied to determine defective hypervapotrons of the divertor dome (with a blocked or partially blocked flow passages of the cooling channels) based on contactless measurement of the dynamic temperature field of the tile surface caused by step-like increase of the coolant temperature. The tests have been carried out in a wide range of coolant flow rates and initial temperatures. The optimal operating parameters of the tests have been defined. The performed study reveals the unambiguous dependence of the dynamic characteristics of the tile surface temperature on the coolant flow rate. Thus, the workability of the proposed method has been verified.

Key words: ITER fusion reactor, divertor dome, hypervapotron, infrared thermography, thermal mapping, analytical and experimental validation of the method.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из важнейших элементов международного термоядерного реактора ИТЭР [1] является дивертор. Дивертор работает в условиях больших плотностей потоков энергии и является критическим узлом реактора, имеющим ограниченный ресурс службы. Расчётные потоки тепла на стенку камеры в реакторе ИТЭР составляют $0,6 \text{ МВт/м}^2$, а на диверторе из-за периодического импульсного характера выбросов плазмы они могут достигать 20 МВт/м^2 .

Дивертор ИТЭР имеет модульную конструкцию и состоит из 54 водоохлаждаемых кассет. Каждая кассета состоит из внутренней и внешней вертикальных мишеней и Центральной сборки. Общий вид Центральной сборки представлен на рис. 1. Условно она делится на три зоны — внутренняя отражающая мишень, купол (DOME) и внешняя отражающая мишень. Каждая из этих частей состоит из набора параллельно подключённых специальных каналов — гипервапотронов. Это каналы, имеющие прямоугольное проходное сечение, причём стенка, обращённая в сторону плазмы, снабжена большим

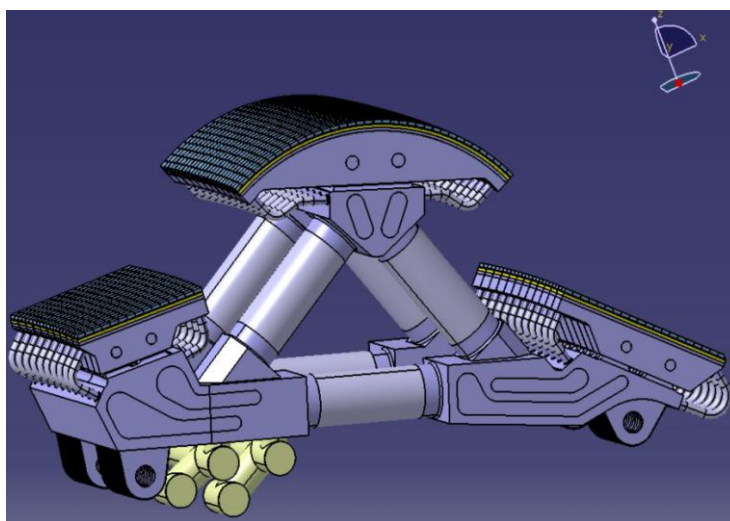


Рис. 1. Кассета центральной сборки дивертора

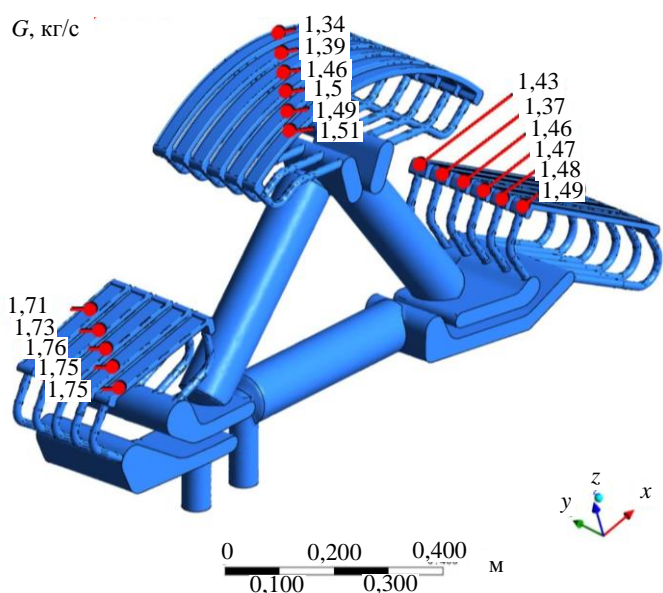


Рис. 2. Гидравлическая схема кассеты центральной сборки дивертора

различий в динамическом температурном состоянии наружной поверхности гипервапортронов, через которые протекает теплоноситель с различными расходами, при скачкообразном изменении температуры теплоносителя. Следует отметить, что подобная методика, основанная на термографировании поверхности исследуемого макета, была опробована и хорошо себя зарекомендовала при выявлении дефектов пайки защитных плиток компонентов термоядерного реактора (Тоге Supra и ИТЭР), обращённых к плазме [2].

Цель настоящей работы — экспериментально подтвердить принципиальную возможность реализации указанной методики для отбраковки дефектных гипервапортронов и установить связь между динамическими температурными характеристиками наружной поверхности гипервапортрона и расходом теплоносителя.

РАСЧЁТНОЕ ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДИКИ

Аналитическое описание процесса теплопроводности включает в себя дифференциальное уравнение и условия однозначности [3, 4]. Дифференциальное уравнение теплопроводности при отсутствии внутренних источников теплоты имеет вид

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right). \quad (1)$$

Краевые условия, или условия однозначности, записываются в виде:

- физических параметров λ, c, ρ ;
- формы и геометрических размеров объекта нагревания (охлаждения) l ;
- температуры тела в начальный момент времени $\tau = 0 \quad T = T_0 = f(x, y, z)$;
- граничных условий на поверхности тела (могут быть заданы разными способами).

Граничное условие третьего рода определяется следующим уравнением баланса энергии на границе тело—теплоноситель:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_{\text{ст}} = -\frac{\alpha}{\lambda} (T_{\text{ст}} - T_{\text{ж}}), \quad (2)$$

где α — коэффициент теплоотдачи; λ — коэффициент теплопроводности материала нагреваемого тела, индексы «ст» и «ж» обозначают границу поверхности тела с жидкостью и параметр жидкости соответственно.

Решение уравнения теплопроводности (1) при наличии условий однозначности и граничного условия (2) в общем случае может быть представлено в следующем критериальном виде:

$$\vartheta = f(\text{Bi}, \text{Fo}, L), \quad (3)$$

где $\vartheta = (T - T_{\text{ж}})/(T_0 - T_{\text{ж}})$ — безразмерная температура в фиксированных точках тела; $\text{Bi} = \alpha l / \lambda$ — критерий Био; $\text{Fo} = \alpha \tau / l^2$ — критерий Фурье; $L = x/l$ — безразмерные координаты точек тела с характерным размером l .

количеством прямоугольных поперечных рёбер для интенсификации теплообмена. Схема коммутации гипервапортронов показана на рис. 2.

На рис. 2 показаны также расчётные значения расходов воды через каждый гипервапортрон. Можно видеть, что максимальная разница расходов имеет место для купола, для которого она составляет 11%. Более существенный дисбаланс расходов, возникший, например, из-за ошибок при изготовлении, учитывая высокую энергонапряжённость дивертора, может привести к весьма тяжёлым последствиям. Поэтому возникла необходимость в разработке инженерной методики отбраковки Центральных сборок, в состав которых входят гипервапортроны с заблокированным полностью или частично проходным сечением.

Принцип методики основан на регистрации

Для конкретного нагреваемого потоком жидкости тела с заданными параметрами λ , a , T_0 , $T_{\text{ж}}$ безразмерная температура в выбранном месте x будет иметь следующий функциональный вид:

$$\vartheta = f(\alpha, \tau). \quad (4)$$

При конвективном нестационарном нагреве тела более горячей жидкостью коэффициент теплоотдачи α при неизменном способе её подвода с заданными характеристиками и постоянной температурой $T_{\text{ж}} = \text{const}$ будет зависеть только от её массового расхода G . Поэтому функциональная зависимость (4) преобразуется в следующую:

$$\vartheta = f(G, \tau). \quad (5)$$

При заданных значениях T_0 и $T_{\text{ж}}$ зависимость (5) позволяет определить температуру в любом месте нагреваемого тела x как функцию времени и расхода греющего теплоносителя G :

$$T_x = f(\tau, G). \quad (6)$$

Для разных фиксированных значений расходов $G_i = \text{const}$ ($i = 1, 2, \dots, n$) на основании зависимости (6) можно получить серию из n непересекающихся температурных кривых $T_{x,i} = f_i(\tau)$. При этом нестационарная температура, соответствующая каждой i -й кривой, будет возрастать от $T_{x,i} = T_0$ в начальный момент $\tau = 0$ до $T_{x,i} = T_{\text{ж}}$ при $\tau = \infty$ (полный прогрев тела). Однако темп роста температуры в фиксированном месте нагреваемого тела x будет разным в зависимости от величины постоянного i -го расхода греющей жидкости $G_i = \text{const}$. Чем больше расход G_i с $T_{\text{ж}} = \text{const}$, тем больше величина коэффициента теплоотдачи α_i и, следовательно, больше скорость аккумуляции теплоты нагреваемым телом. В результате этого температурные кривые $T_{x,i} = f_i(\tau)$ при больших значениях $G_i = \text{const}$ будут быстрее приближаться к асимптотическому значению $T_{\text{ж}}$, соответствующему $\tau = \infty$. Таким образом, нестационарные температурные кривые, представленные в графической форме в координатах $T_{\text{ж}}$ и τ , будут расслаиваться по параметру $G_i = \text{const}$ в области $0 < \tau < \infty$, не пересекаясь друг с другом (вследствие единственности и однозначности решений краевых задач теплопроводности [3, 4]).

Указанное расслоение нестационарных температурных кривых в определённом месте $x = \text{const}$ нагреваемого тела, очевидно, может быть однозначно связано с величиной расхода греющего (охлаждающего) теплоносителя G .

Изложенные соображения легли в основу предлагаемой методики определения расхода теплоносителя G по характеристикам нестационарного прогрева (охлаждения) твёрдого тела в виде зависимости

$$G = f(\text{расслоение кривых } T_{x,i} = f_i(\tau)). \quad (7)$$

Следует, однако, отметить, что экспериментально измеренные кривые $T_{x,i} = f_i(\tau)$ могут быть получены только в течение конечного, а не бесконечного, промежутка времени

$$0 \leq \tau \leq \tau_p. \quad (8)$$

При достижении $\tau = \tau_p < \infty$ температура в любом месте нагреваемого тела не достигнет асимптотического значения $T_{\text{ж}}(\tau = \infty) = T_{\text{ж}} = \text{const}$. Причём отличие $T_{\text{ж}}(\tau = \tau_p)$ от $T_{\text{ж}}$ для кривых $T_{x,i} = f_i(\tau)$, соответствующих разным расходам $G_i = \text{const}$, оказывается неодинаковым: чем больше G_i , тем меньше разница $T_{\text{ж}} - T_{x,i}(\tau_p)$.

Кроме этого обстоятельства, которое надо учитывать в последующих выкладках, следует также отметить, что по разным причинам невозможно в опытах абсолютно точно обеспечить одинаковую начальную температуру $T_{x,i}(\tau = 0)$ для всех кривых $T_{x,i} = f_i(\tau)$ при разных $G_i = \text{const}$.

Для учёта отмеченных отклонений реальных параметров от теоретических в последующих выкладках используется безразмерная форма температуры тела в фиксированной точке $x = \text{const}$ при $G_i = \text{const}$ ($i = 1, 2, \dots, n$):

$$\Theta_{x,i} = \frac{T_{x,i}(\tau) - T_{x,i}(\tau = 0)}{T_{x,i}(\tau_p) - T_{x,i}(\tau = 0)}. \quad (9)$$

Реперное значение τ_p практически выбирается таким, чтобы значения нестационарных температур в это время при всех $G_i = \text{const}$ незначительно отличались от асимптотического значения $T_{\text{ж}}$ (не более чем на 5%).

При представлении нестационарных температурных зависимостей $T_{x,i} = f(\tau, G_i)$ в координатах Θ_x (9) и τ получим серию непересекающихся кривых, расслаивающихся при $0 < \tau < \tau_p$ по параметру G_i и принимающих одинаковые для всех расходов значения $\Theta_x = 0$ при $\tau = 0$ и $\Theta_x = 1$ при $\tau = \tau_p$.

Количественно оценить степень расслоения кривых $\Theta_{x,i} = f(\tau)$ можно разными способами. Например, можно сравнивать численные значения зависимостей $\Theta_{x,i}$ при разных G_i для некоторого одинакового для всех G_i времени $\tau = \tau^*$. Однако не ясно, из каких соображений должна выбираться величина времени τ^* . Представляется, что более объективную и точную оценку расслоенности сравниваемых кривых можно получить с помощью интегральной характеристики этих кривых следующего вида:

$$I_i = \int_0^{\tau_p} (1 - \Theta_{x,i}) d\tau, \tag{10}$$

где безразмерная температура при $x = \text{const}$ для конкретного расхода $G_i = \text{const}$ определяется формулой (9).

В итоге следует построить зависимость $G = f(I)$, которая может использоваться как градуировочная при определении постоянного расхода G горячей воды ($T_{ж} = \text{const}$), нестационарно нагревающей конкретное тело. При этом необходимо измерить переменную во времени температуру T_x в том месте тела (координата x), в котором была определена градуировочная кривая $G = f(I)$. По измеренной температуре $T_x = f(\tau)$ определяются безразмерные величины $\Theta_x(\tau)$, I_i (10), по градуировочной зависимости $G = f(I)$ — искомая величина расхода горячей воды G .

В качестве примера применения изложенной методики измерения G рассмотрим нестационарный нагрев бесконечной пластины с адиабатной поверхностью с одной стороны [5]. На другой поверхности происходит теплообмен с горячей водой, имеющей постоянную температуру $T_{ж}$. На этой поверхности задаются коэффициент теплоотдачи α и граничные условия третьего рода (2). При $\tau = 0$ температура пластины во всех точках равна $T = T_0$. При $\tau \geq 0$ на теплообменную поверхность пластины ($x = \delta$; $\xi = x/\delta = 1$) теоретически мгновенно подаётся горячая вода с температурой $T_{ж} = \text{const}$. На адиабатной стороне пластины ($x = \xi = 0$) тепловой поток равен нулю, т.е. $(\partial T/\partial x)_{x=0} = 0$. Продольное сечение пластины и некоторые обозначения приведены на рис. 3.

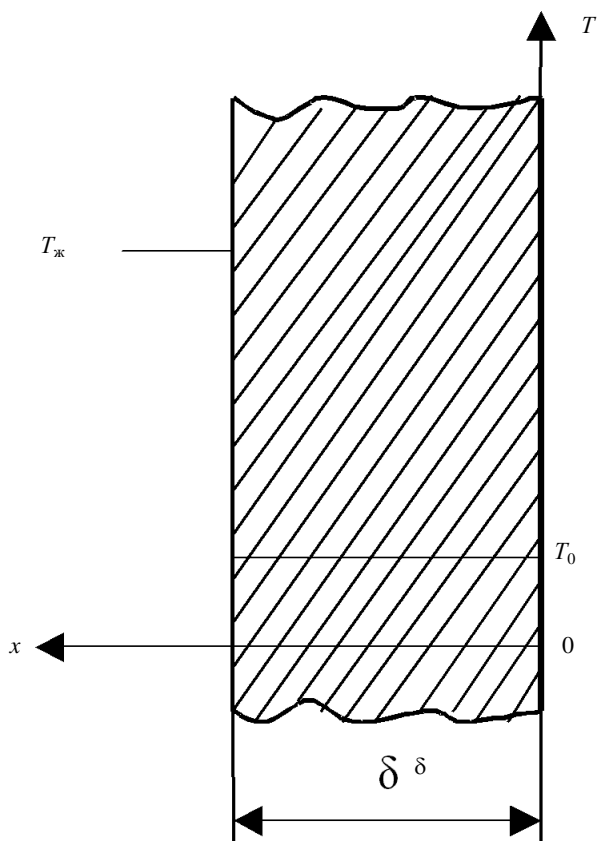


Рис. 3. Бесконечная пластина

Одномерное по координате уравнение, описывающее нестационарное температурное поле в бесконечной пластине, имеет вид

$$\vartheta = \sum_{n=1}^{\infty} A(\mu_n) U(\mu_n, \xi) \exp(-\mu_n^2 Fo), \tag{11}$$

где функции A и U — приведены далее; μ_n — корни характеристического уравнения $\text{ctg} \mu = \mu/\text{Bi}$. В решении использовались первые шесть корней характеристического уравнения; $Fo = a\tau/\delta^2$ — критерий Фурье; $\text{Bi} = \alpha\delta/\lambda$ — критерий Био; a — коэффициент температуропроводности пластины; λ — коэффициент теплопроводности пластины; α — коэффициент теплоотдачи от воды к поверхности пластины; δ — толщина пластины; x — координата; $\xi = x/\delta$.

Функции $A(\mu_n)$ и $U(\mu_n, \xi)$ равны

$$\begin{cases} A(\mu_n) = \frac{2 \sin \mu_n}{\mu_n + \sin \mu_n \cos \mu_n}; \\ U(\mu_n, \xi) = \cos(\mu_n x/\delta). \end{cases} \tag{12}$$

Приведённое решение использовалось для расчёта температуры адиабатной поверхности $T_{x=0}$ (где $U(\mu_n, \xi) \equiv 1$) бесконечной стальной пластины (сталь 20) толщиной 20 мм с начальной температу-

рой $T_0 = 10^\circ\text{C}$. Температура воды была задана равной $T_{\text{ж}} = 80^\circ\text{C}$. Коэффициенты температуропроводности a и теплопроводности λ в расчёте полагались постоянными (не зависящими от температуры пластины) и равными соответственно $13 \text{ мм}^2/\text{с}$ и $44 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$.

Расчёты проводились для четырёх значений коэффициента теплоотдачи α_i от воды к поверхности пластины, соответствующих четырём значениям расхода воды G_i в турбулентной области течения в канале модели гипервапортона.

Результаты расчёта нестационарной температуры адиабатной стенки пластины $T_{x=0}$ в размерной и безразмерной форме (9) представлены на рис. 4, 5 соответственно.

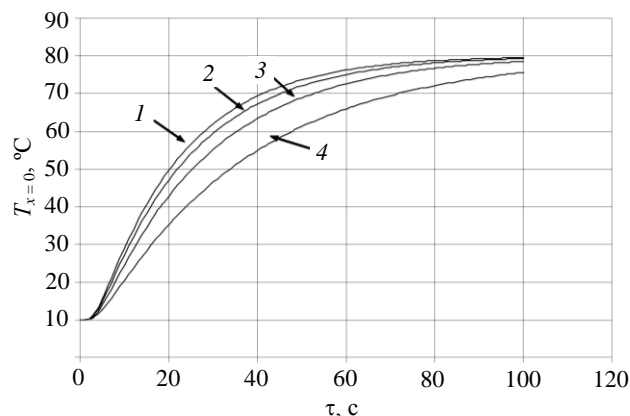


Рис. 4. Зависимость температуры адиабатной поверхности бесконечной пластины от времени при различных значениях α_i ($G_i = \text{const}$); 1 — $\alpha_1 = 8815 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$; 2 — $\alpha_2 = 7001 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$; 3 — $\alpha_3 = 5062 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$; 4 — $\alpha_4 = 2907 \text{ Вт}/(\text{м}^2\cdot\text{К})$

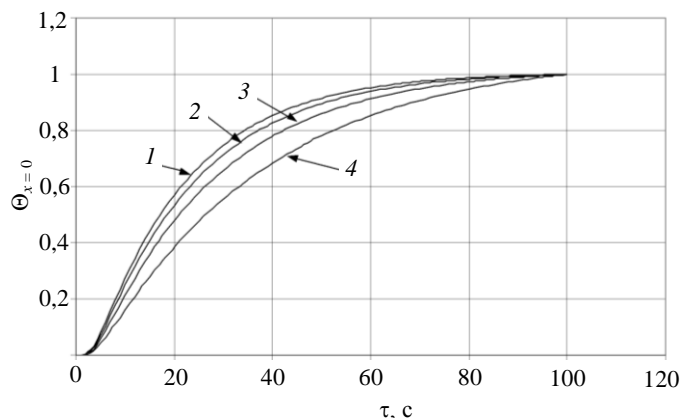


Рис. 5. Зависимость безразмерной температуры $\Theta_{x=0}$ адиабатной поверхности бесконечной пластины от времени при различных значениях α_i ($G_i = \text{const}$). Обозначения 1—4 см. на рис. 4

Определение безразмерной температуры проводилось с учётом двух реперных значений: $T_{x=0} = T_0$ при $\tau = 0$ и значения текущей температуры $T_{x=0}(\tau_p)$ при $\tau = \tau_p < \infty$ в заключительной стадии нагрева пластины, когда $T_{x=0}(\tau_p) = (0,95—0,99)T_{\text{ж}}$. Для температурных зависимостей, представленных на рис. 4, выбрано значение $\tau_p = 100 \text{ с}$ для всех четырёх $G_i = \text{const}$. При этом τ_p реперные температуры $T_{x=0}(100)$ мало отличаются от температуры полного подогрева пластины $T_{\text{ж}} = 80^\circ\text{C}$ при $\tau = \infty$ (на 0,6, 1,0, 2, 5 % соответственно для кривых 1, 2, 3, 4 на графике рис. 4).

Таким образом, безразмерная температура адиабатной стенки пластины ($x/\delta = 1$) рассчитывалась по формуле

$$\Theta_{x=0} = \frac{T_{x=0} - T_0}{T_x(100) - T_0}. \quad (13)$$

Зависимость безразмерной температуры поверхности $\Theta_{x=0}$ от времени прогрева τ для четырёх значений $\alpha_i = \text{const}$ ($G_i = \text{const}$) представлена в графической форме на рис. 5. При $\tau = 0$ и $\tau = \tau_p = 100 \text{ с}$ все кривые, независимо от расхода греющей воды, собираются в узловые точки $\Theta_{x=0}(0) = 0$ и $\Theta_{x=0}(\tau_p = 100 \text{ с}) = 1$ соответственно.

В промежутке времени $0 < \tau < \tau_p = 100 \text{ с}$ отчетливо прослеживается расслоение нестационарных кривых $\Theta_{x=0}(\tau)$ по параметру $\alpha_i = \text{const}$ и, следовательно, по $G_i = \text{const}$.

Как было указано ранее, индивидуальная особенность каждой такой кривой может быть количественно оценена интегралом I_i (10), в котором также используется реперное время $\tau_p = 100 \text{ с}$. Геометрически этот интеграл равен площади на графике рис. 5, ограниченной линиями $\Theta = 1$, осью ординат и кривой $\Theta_{x=0} = f(\tau)$ для определённого расхода воды $G_i = \text{const}$. Чем выше темп прогрева пластины, т.е. быстроты приближения температуры $\Theta_{x=0} = \tau$ к величине $\Theta_{x=0}(100) = 1$, тем меньше размер указанной площади и, соответственно, интегрального параметра I_i (10). Таким образом, интеграл I_i является однозначной характеристикой величины расхода воды $G_i = \text{const}$, поскольку кривые $\Theta_{x=0} = f(\tau, G)$ ввиду единственности и однозначности решения краевых задач теплопередачи не пересекаются друг с другом.

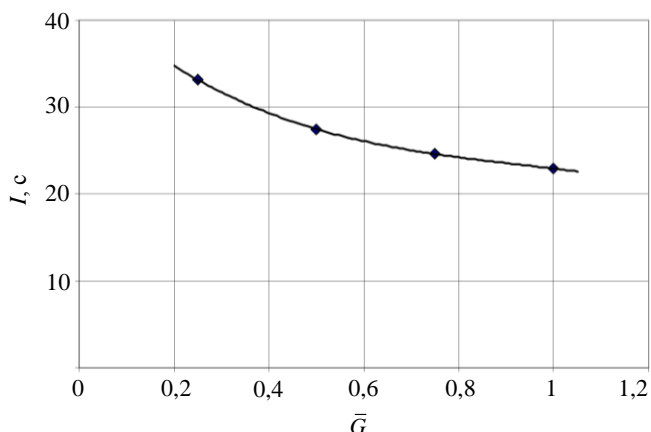


Рис. 6. Зависимость интегральной характеристики I (10) нестационарных зависимостей $\Theta_{x=0} = f(\tau)$ от относительного расхода греющей воды $\bar{G} = G_i/G_1$ ($i = 1, 2, 3, 4$)

гаемого метода измерения расхода воды G .

УСТАНОВКА ДЛЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ ОТРАБОТКИ МЕТОДИКИ

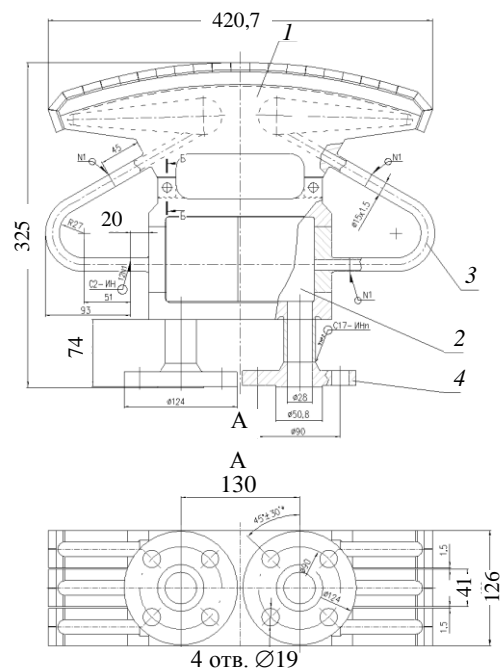


Рис. 7. Чертёж рабочего участка

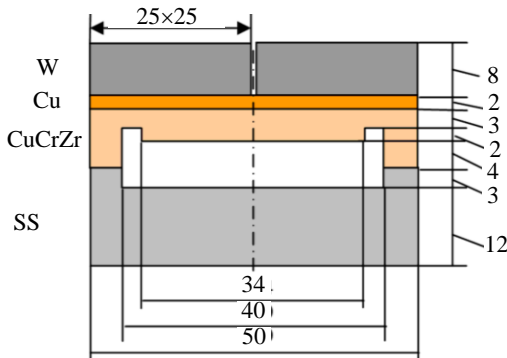


Рис. 8. Поперечное сечение модели гипервапорона. Цифры справа — размер, мм

На рис. 6. представлена зависимость интеграла $I = \int_0^{100} (1 - \Theta_{x=0}) d\tau$ от относительного расхода

да греющей воды $\bar{G} = G_i/G_1$ ($i = 1, 2, 3, 4$), построенная по четырём значениям $G_i = \text{const}$ в диапазоне $0,25 \leq \bar{G} \leq 1,0$.

Линия, соединяющая расчётные точки на графике рис. 6, является градуировочной зависимостью, с помощью которой по известной нестационарной температуре адиабатной стенки пластины (измеренной, например, бесконтактным методом термографирования) можно определить постоянный во времени расход греющей пластину воды. В этом результате заключается основная суть предлагаемого метода измерения расхода воды G .

Рабочий участок для проведения экспериментов показан на рис. 7. Он представлял собой уменьшенную примерно в 2 раза модель купола центральной сборки 1, содержащей входной и выходной 2 коллекторы и расположенные между ними три параллельно включённых модели гипервапоротронов (ГВ). Модели ГВ соединены с коллекторами изогнутыми трубками круглого поперечного сечения 3. Коллекторы снабжены присоединительными фланцами 4.

Внешняя поверхность теплообмена рабочего участка является многослойной, причём наружный слой состоит из большого числа так называемых тайлов — квадратных вольфрамовых плиток, соединённых с поверхностью гипервапоротронов посредством пайки.

Сечение модели гипервапоротрона показано на рис. 8. Это криволинейный канал прямоугольного поперечного сечения. Верхняя, обращённая в сторону плазмы поверхность канала представляет собой ряд поперечных рёбер (так называемых зубов) прямоугольного сечения. По краям этих рёбер вдоль по потоку расположены две канавки, которые предназначены для уменьшения гидравлического сопротивления канала ГВ. Тем не менее он обладает достаточно высоким гидравлическим сопротивлением. Например, расчётный перепад давлений на натурном куполе при номинальном расходе составляет 0,193 МПа.

Поскольку в экспериментах предполагалось осуществлять одновременную циркуляцию теплоносителя по двум параллельным ГВ, рабочий участок был модернизирован. Изогнутые трубки, соединяющие выходы ГВ с выходным коллектором, были удалены, а оставшиеся выходные патрубки оснащены соответствующей арматурой. В связи с тем, что в качестве рабочих были выбраны два крайних ГВ, на их выходных патрубках были установлены вентили тонкой регулировки расходов, а средний ГВ был заглушен с помощью запорного крана, допускающего возможность продувки (удаления из него воздуха) в случае необходимости.

Схема испытательного стенда для экспериментальной отработки методики определения расходов воды через гипервапотроны представлена на рис. 9.

В нижней точке контура расположен компенсационный бак 1 объёмом 930 л, который через вентиль В1 может заполняться водой из водопровода, а через вентиль В2 — опорожняться в дренаж. На дне компенсационного бака установлен трубчатый нагревательный элемент (ТЭН) 2. ТЭН запитан через измеритель-регулятор, позволяющий автоматически поддерживать заданную температуру воды в компенсационном баке.

С помощью насоса 3 вода из бака 1 через измерительную диафрагму 4 и вентили В3 и В4 поступает на входной коллектор рабочего участка 5. Вентиль В3 — регулировочный, предназначен для регулирования суммарного расхода горячей воды через рабочий участок. Вентиль В4 — запорный. Он разделяет контуры циркуляции горячей и холодной воды во время установления начальных тепловых условий. После прохождения рабочего участка вода по двум отдельным линиям, снабжённым регулировочными вентилями В5 и В6, сливается через сливные патрубки 12 в компенсационный бак. Средний гипервапотрон рабочего участка заглушен с помощью запорного (продувочного) вентиля В7. На схеме рис. 9 три выходных патрубка гипервапотронов рабочего участка условно изображены в плоскости чертежа, тогда как на самом деле они расположены в плоскости, перпендикулярной чертежу.

Для замера расхода воды через каждый из двух крайних гипервапотронов используется объёмный метод. Для этого над компенсационным баком установлен мерный бак 6. В него поочередно направляются потоки горячей воды из возвратных линий опускной части контура циркуляции (после вентиля В5 и В6 через сливные патрубки 12). Время заполнения контрольного объёма измеряется с помощью секундомера. По окончании замера вода из мерного бака 6 возвращается в компенсационный бак 1 через вентиль В8. Величина контрольного объёма в опытах не превышала 30 л, т.е. была много меньше объёма запаса воды в компенсационном баке. Общий расход воды контролируется по измерительной диафрагме 4, подключённой к датчику перепада давления 7 марки АИР-20/М2-ДД. Давление на входе в рабочий участок контролируется манометром 8 класса точности 0,5.

Для предварительного захолаживания рабочего участка предусмотрена вспомогательная линия от водопроводной сети, которая врезана в напорную линию водяного насоса перед входным коллектором рабочего участка через вентиль В9. Циркуляция холодной воды через рабочий участок 5 осуществляется только при закрытом вентиле В4. При этом слив холодной воды из рабочего участка осуществляется через сливные патрубки 12 в дренажное отверстие 13.

Для поддержания напорной линии в «горячем состоянии», когда через рабочий участок осуществляется проливка холодной воды, предусмотрена байпасная линия 9, снабжённая запорным вентилем В11.

Для измерения динамических характеристик температурного поля наружных поверхностей защитных плиток (тайлов) при скачкообразном изменении температуры теплоносителя используется тепловизор 10 марки VarioCAM HiRes sl, установленный на специальном штативе напротив наружной поверхности рабочего участка на расстоянии 30 см. Расстояние было подобрано опытным путём и соответствует рекомендациям инструкции для пользователя тепловизора.

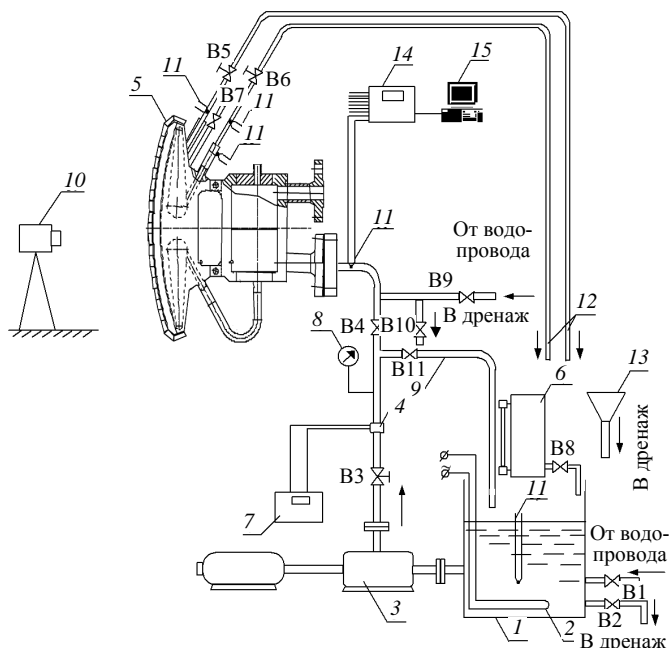


Рис. 9. Схема испытательного стенда: 1 — компенсационный бак; 2 — ТЭН; 3 — водяной насос; 4 — измерительная диафрагма; 5 — рабочий участок; 6 — мерный бак; 7 — датчик перепада давления; 8 — манометр; 9 — байпасная линия; 10 — тепловизор; 11 — термодары; 12 — сливные патрубки; 13 — дренажное отверстие; 14 — восьмиканальный универсальный регулятор; 15 — персональный компьютер

МЕТОДИКА ОБРАБОТКИ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ

В ходе экспериментов производилось термографирование верхней части внешней поверхности гипервапотрона с помощью тепловизора VarioCAM HiRes sl с расстояния 32,5 см. Съёмка производилась под углом около 30°, чтобы избежать попадания отражения тепловизора от поверхности вольфрамовых тайлов в поле его объектива. По результатам наладочных опытов была выбрана оптимальная частота съёмки 2,25 Гц.

Продолжительность записи одного режима составляла 395—398 термограмм (176—177 с). Температура поверхности тайлов в ходе экспериментов асимптотически стремилась к постоянному значению, которого практически достигала за время $\tau_p \cong 80$ с.

При обработке результатов эксперимента на снятых термограммах выделялись трапециевидные области, включавшие по восемь верхних тайлов (четыре верхних ряда) на «левом» и «правом» гипервапотроне. В дальнейшем анализировалось изменение в ходе режима средних температур в выделенных областях.

На рис. 10 показана одна из снятых термограмм с выделенными трапециевидными областями.

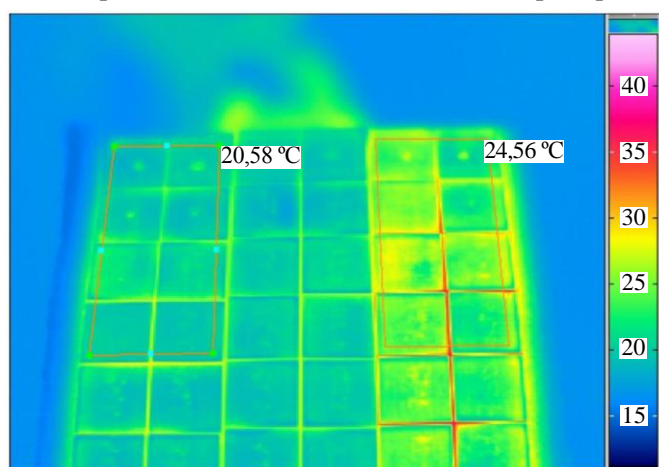


Рис. 10. Термограмма верхней части рабочего участка (пример)

Изменение средних температур в выделенной области поверхности тайлов носило плавно возрастающий характер. Измеряемые тепловизором температуры существенно зависят от действительной степени черноты поверхности тайлов, которая изменяется от тайла к тайлу, зависит от угла поворота тайла относительно объектива тепловизора и состояния поверхности отдельных тайлов. Между тем в настройки тепловизора было введено одно общее для всей поверхности значение степени черноты ($\varepsilon = 1$). Таким образом, наблюдаемые температуры лишь приблизительно соответствовали действительным. Поэтому для анализа использовались обезразмеренные, нормированные на единицу температуры (9), так как целью анализа является получение не абсолютных значений температур, а динамических характеристик прогрева секций гипервапотрона и установление их корреляции с величиной расхода теплоносителя через секцию.

Для анализа прогрева секций гипервапотрона использовались начальные $\tau_p = 80$ с прогрева, в течение которых и происходили основные изменения температур.

Для анализа прогрева секций гипервапотрона использовались начальные $\tau_p = 80$ с прогрева, в течение которых и происходили основные изменения температур.

За начальный 0 по оси времени принимался момент, в который средняя температура по области начала изменяться.

Как отмечалось ранее, использование безразмерных значений температур, нормированных на единицу, позволяло также устранять влияние небольших отличий начальных и конечных температур в разных режимах. Средние температуры по анализируемой области обезразмеривались делением на разность характерных для каждого режима температур:

$$\Theta_{\text{cp}} = \frac{T_{\text{cp}} - T_{\text{cp}0}}{T_{\text{cp}80} - T_{\text{cp}0}}, \quad (14)$$

где $t_{\text{cp}80}$ — средняя температура верхних тайлов на 80-й секунде; $t_{\text{cp}0}$ — средняя температура верхних тайлов в начальный момент времени.

Интегральная характеристика каждого режима $G_i = \text{const}$ рассчитывалась в соответствии с формулой (10):

$$I_{\text{cp}} = \int_0^{80} (1 - \theta_{\text{cp}}) d\tau, \quad (15)$$

имеющей смысл площади, заключённой между линией $\theta = 1$ и графиком $\theta(\tau)$ для соответствующего расхода греющей воды $G_i = \text{const}$.

Результаты анализа интегральных характеристик изменения температур наружной поверхности тайлов и их зависимости от расхода теплоносителя через исследуемую модель гипервапотрона приведены далее.

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

На рис. 11, 12 представлены зависимости безразмерных средних температур Θ_{cp} (14) от времени прогрева модели гипервапотрона горячей водой с входной температурой $T_{ж} = 56$ °С, полученные при разных расходах $G_i = \text{const}$ в области «малых» (0,033—0,115 л/с) и «больших» (0,244—0,6 л/с) расходов воды.

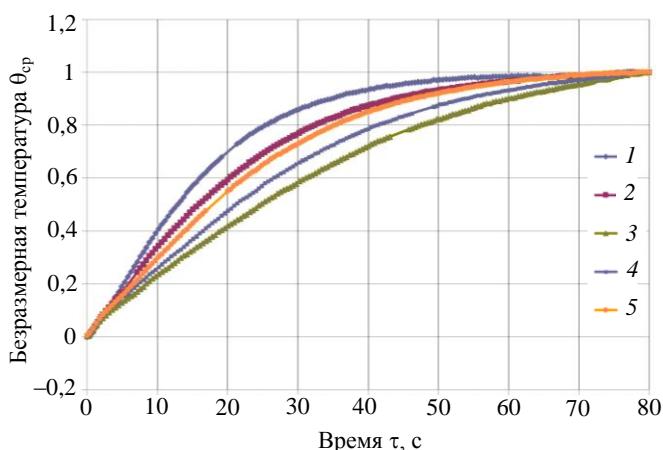


Рис. 11. Изменение безразмерных средних температур во времени. Малые расходы, начальная температура воды 56 °С: 1—5 — расход воды 0,115, 0,091, 0,033, 0,058, 0,076 л/с соответственно

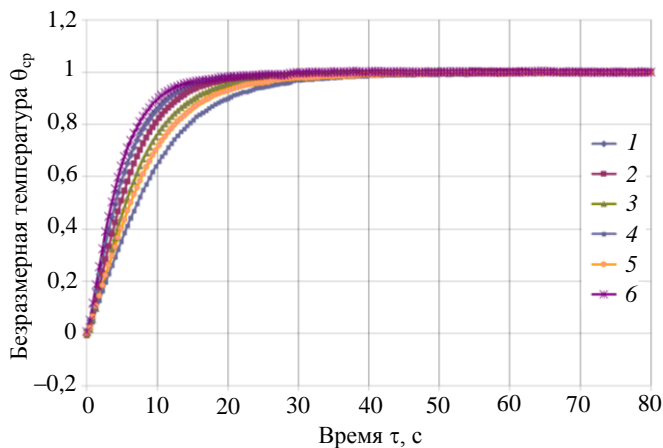


Рис. 12. Изменение безразмерных средних температур во времени. Большие расходы, начальная температура воды 56 °С: 1—6 — расход воды 0,46, 0,37, 0,31, 0,21, 0,24, 0,60 л/с соответственно

При обезразмеривании первичных значений температур $T_{cp} = f(\tau)$, полученных описанным бесконтактным методом термографирования верхних тайлов гипервапотрона, реперное время принималось равным $\tau_p = 80$ с для всех серий опытов.

На графиках рис. 11, 12, как и ожидалось, кривые безразмерных температур $\Theta_{cp} = f(\tau)$ отчётливо расслаиваются по параметру величины расхода воды $G_i = \text{const}$, не пересекаясь во всей области численных значений $0 < \Theta_{cp} < 1$. Расслоение кривых тем отчётливее, чем меньше расход греющей воды. Степень расслоения следует оценивать с помощью интеграла I_{cp} (15), численно равного площади на графике $\Theta_{cp} = f(\tau)$ (для $G_i = \text{const}$), расположенной между кривой безразмерной температуры и горизонтальной линией $\theta_{cp} = 1$.

На рис. 13 представлены опытные данные, полученные в широком диапазоне расходов греющей воды с $T_{ж} = 56$ °С и представленные в виде зависимости интегральной характеристики I_{cp} (с) (15) от величины расхода G (л/с). Из приведённого на рис. 13 графика следует, что при «больших» расходах воды ($G > 0,12$ л/с) малому изменению интегральной характеристики I_{cp} (с) соответствует значительно большее изменение расхода G (л/с), нежели в области «малых» расходов теплоносителя ($G < 0,12$ л/с).

Поэтому практическая реализация предложенной методики определения расхода G в зависимости от величины интегральной характеристики нестационарных температур наружных поверхностей нагреваемого тела (гипервапотрона) I_{cp} (с) будет обладать большей точностью именно в указанной области малых расходов G .

Для определения влияния уровня начальной температуры теплоносителя $T_{ж}$ на расходную характеристику $G = f(I_{cp})$ опыты были проведены с $T_{ж} = 40$ °С и $T_{ж} = 20$ °С. Методика проведения этих опытов и обработка полученных данных были идентичными основной серии экспериментов.

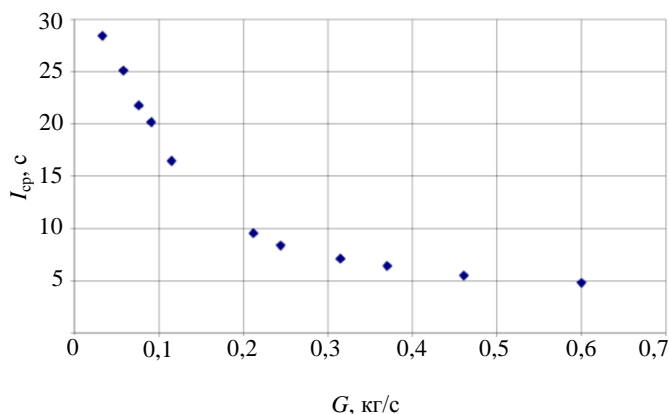


Рис. 13. Зависимость интегральной характеристики средних температур от расхода. Широкий диапазон расходов, начальная температура воды 56 °С

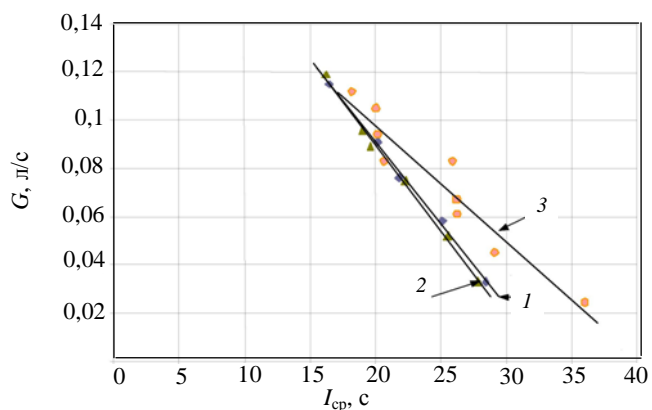


Рис. 14. График для определения расхода теплоносителя по величине интегральной характеристики средних температур при различных начальных температурах $T_{ж}$ теплоносителя: 1 — 56; 2 — 40; 3 — 20 °C

по средним температурам, составит для начальной температуры 56 °C 2,4%, для начальной температуры 40 °C — 2,8%, для начальной температуры 20 °C — 12,3%. Поэтому величина начальной температуры 20 °C не может быть рекомендована для использования при реализации рассматриваемой методики.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Проведено расчётное и экспериментальное обоснование действенности методики определения дефектных гипервапотронов центральной сборки дивертора (с уменьшенным проходным сечением) на основе бесконтактного измерения нестационарного температурного поля наружной поверхности защитного покрытия после скачкообразного увеличения (от нуля) расхода греющего теплоносителя через канал гипервапотрона.

Опыты проведены на специально созданном для этих испытаний стенде. В качестве рабочего участка использовалась модель купола центральной сборки половинного масштаба, содержащая три параллельно включённых макета гипервапотронов. Модель была модернизирована в соответствии с задачами испытаний.

Опыты проведены в широком диапазоне изменения расходов теплоносителя (воды) от 0,03 до 0,6 л/с через один гипервапотрон. Начальная температура воды составляла 56, 40 и 20 °C. В опытах осуществлялось термографирование наружной поверхности защитного покрытия (тайлов) с помощью тепловизора.

Разработана методика обработки опытных данных, позволяющая получить интегральную характеристику изменения во времени средних температур выбранной контрольной поверхности защитного покрытия гипервапотрона.

Расчётным путём и экспериментально доказана однозначная связь предложенной интегральной характеристики $I_{ср}$ (15) с расходом G теплоносителя через канал гипервапотрона. Таким образом, с помощью моделирующих расчётов и экспериментов подтверждена действенность предложенной методики определения дефектных гипервапотронов.

Для создания инженерной методики отбраковки гипервапотронов предстоит решить ряд технических вопросов, сформулировать которые стало возможно благодаря опыту, полученному при проведении данных испытаний:

— особенностью рассматриваемой методики является определённая зависимость исследуемых динамических температурных характеристик от тепловой инерционности элементов стенда и рабочего участка. Это означает, что инженерная методика определения дефектных гипервапотронов должна основываться на зависимостях, аналогичных полученным в настоящей работе, но для гипервапотронов натурных размеров. Такие опыты следует поставить дополнительно. При этом тракт, соединяющий гипервапотрон и бак с приготовленной для опыта горячей водой заданной температуры, должен иметь по возможности минимальную теплоёмкость.

— поскольку центральная сборка состоит из трёх последовательно включённых секций, возникает проблема влияния тепловой инерционности предшествующей секции на динамику температурного поля следующей по тракту теплоносителя за ней секции. Для выяснения этого вопроса необходимо дополнительно провести эксперимент с последовательным включением гипервапотронов.

Результаты всех трёх серий опытов представлены на рис. 14. Из графиков на этом рисунке следует, что результаты, полученные при начальных температурах теплоносителя $T_{ж} = 56$ °C и 40 °C, практически совпадают, подтверждая рассматриваемую методику измерения расхода теплоносителя G . При более низкой температуре греющей воды $T_{ж} = 20$ °C, наиболее близкой к начальной температуре модели гипервапотрона $T_{ср, 0} = 15$ °C, характер зависимости $G = f(I_{ср})$ значительно отличается от таких же зависимостей, полученных в сериях опытов при $T_{ж} = 56$ и 40 °C и имеет бóльшую погрешность. Так, среднеквадратичное отклонение величины расхода по величине интегральной характеристики, построенной

REFERENCES

1. **ITER** Technical Basis, ITER EDA documentation series № 24. — Vienna: IAEA, 2002.
2. **A. Durocher et al.** Interface quality control by IR thermography measurement. — Proc. on 15th World Conf. on NDT, Roma (Italy), 2000.
3. **Stepanov V.V.** Course of differential equations. — M — L: Gostekhteoretizdat, 1950, p. 467 (in Russian).
4. **Isachenko V.P., Osipova V.A., Sukomel A.S.** Heat transfer . — M.: Energiya (Energy), 1969, p. 440 (in Russian).
5. **Heat-and-mass transfer.** Thermotechnical experiment. Reference book . Vol. 2. Under the general editorship of V.A. Grigor'ev and V.M. Zorin. — M.: Energoizdat, 1982, p. 512 (in Russian).

AUTHORS

Arefiev V.K. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; lab102ckti@mail.ru.

Belenky M.Ya. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; m.belenkiy@mail.ru.

Blinov M.A. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; mblinov@hotmail.ru.

Gotovsky M.A. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; gotma@rambler.ru.

Lebedev M.E. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; lab102ckti@mail.ru.

Fokin B.S. JSC «NPO CKTI» (now Joint-Stock Company "I.I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment"), 3/6 Atamanskaya str., 191167 Saint-Petersburg, Russia; fokbors@mail.ru.

Grigoriev S.A. D.V. Efremov Scientific Research Institute of Electrophysical Apparatus, pos. Metallostroy, Doroga na Metallostroy 3, 196641 St. Petersburg, Russia; sergey.grigoriev@sintez.niiefa.spb.su.

Makhankov A.N. D.V. Efremov Scientific Research Institute of Electrophysical Apparatus, pos. Metallostroy, Doroga na Metallostroy 3, 196641 St. Petersburg, Russia; amakh@sintez.niiefa.spb.su.

Senik K.S. D.V. Efremov Scientific Research Institute of Electrophysical Apparatus, pos. Metallostroy, Doroga na Metallostroy 3, 196641 St. Petersburg, Russia; senik@sintez.niiefa.spb.su.

Tanchuk V.N. D.V. Efremov Scientific Research Institute of Electrophysical Apparatus, pos. Metallostroy, Doroga na Metallostroy 3, 196641 St. Petersburg, Russia; victor.tanchuk@sintez.niiefa.spb.su.

Received 22 June 2011
Problems of Atomic Science and Technology
Ser. Thermonuclear Fusion, 2011, issue 4, pp. 3—13.