

На правах рукописи



Рулёва Евгения Валерьевна

**ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ
ВЛИЯНИЯ МАССОВОГО УНОСА НА ТЕПЛОВУЮ ЗАЩИТУ
ПРИ ПУЛЬСАЦИИ ГАЗОВОГО ПОТОКА**

01.04.14 – Теплофизика и теоретическая теплотехника

Автореферат
диссертации на соискание ученой степени
кандидата физико-математических наук

Томск – 2016

Работа выполнена в федеральном государственном автономном образовательном учреждении высшего образования «Национальный исследовательский Томский государственный университет», на кафедре физической и вычислительной механики.

Научные руководители: доктор технических наук, профессор

Голованов Александр Николаевич

доктор технических наук, старший научный сотрудник
Якимов Анатолий Степанович

Официальные оппоненты:

Пахомов Максим Александрович, доктор физико-математических наук, доцент, федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе Сибирского отделения Российской академии наук, лаборатория термодинамики, ведущий научный сотрудник

Калинина Анна Павловна, доктор физико-математических наук, доцент, федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт теоретической и прикладной механики им. С.А. Христиановича Сибирского отделения Российской академии наук, лаборатория 4. Физика быстропротекающих процессов, старший научный сотрудник

Ведущая организация: Акционерное общество «Государственный ракетный центр имени академика В.П. Макеева», г. Миасс

Защита состоится 15 апреля 2016 г. в 14-30 на заседании диссертационного совета Д 212.267.13, созданного на базе федерального государственного автономного образовательного учреждения высшего образования «Национальный исследовательский Томский государственный университет», по адресу: 634050, г. Томск, пр. Ленина, д. 36 (корпус № 10).

С диссертацией можно ознакомиться в Научной библиотеке и на официальном сайте федерального государственного автономного образовательного учреждения высшего образования «Национальный исследовательский Томский государственный университет» www.tsu.ru.

Материалы по защите диссертации размещены на официальном сайте ТГУ:
<http://www.ams.tsu.ru/TSU/QualificationDep/co-searchers.nsf/newpublicationn/RuljovaEV15042016.html>

Автореферат разослан « ____ » февраля 2016 года

Ученый секретарь
диссертационного совета

— Пикущак Елизавета Владимировна

Общая характеристика работы

Актуальность работы. В настоящее время, тепловая защита (ТЗ) используется в ракетных двигателях различного назначения, а так же для наиболее термонапряженных частей летательных аппаратов (ЛА) [1–4]. Решение задачи тепловой защиты является сложным и трудоёмким процессом. При термической нагрузке на теплозащитное покрытие происходит много взаимосвязанных между собой процессов.

Актуальность исследований и изысканий в области создания новых способов тепловой защиты конструктивных элементов ЛА различного назначения, обусловлена стремительным развитием ракетно-космической техники и существованием ряда нерешенных проблем уже существующих методов теплозащиты.

Целью диссертационной работы является теоретическое и экспериментальное исследование активных и пассивных систем тепловой защиты летательных аппаратов при наличии и без малых энергетических возмущений (МЭВ).

Объектом исследования выступают системы активной и пассивной тепловой защиты из различных материалов; а так же восприимчивость таких систем к малым энергетическим возмущениям.

Методы исследования. В качестве экспериментальных методов исследования применялись известные способы измерения параметров процессов теплообмена (ТМО)[1]. Для обработки полученных результатов использовались статистические методы анализа данных. Теоретическая реализация решения поставленных задач осуществлялась при помощи аналитических и численных методов.

Научная новизна, полученных автором результатов заключается в следующем: разработан и запатентован испытательный комплекс для изучения взаимодействия теплозащитного покрытия с высокотемпературным газовым потоком в условиях малых энергетических возмущений; проведено сравнение полученных экспериментальных данных с результатами аналитического решения одномерной однотемпературной математической модели Ю.В. Полежаева [1] для систем пористого охлаждения при сильных вдувах; показана восприимчивость системы пористого охлаждения к воздействию МЭВ; модифицирована математическая модель Гришина–Якимова [2, 3] для расчета характеристик теплообмена в системах пористого охлаждения при наличии МЭВ; модифицирована математическая модель пористого реагирующего тела А.М. Гришина [3] для расчета характеристик термохимического разрушения теплозащитного материала (ТЗМ) с учетом МЭВ; запатентовано 3 способа тепловой защиты.

Практическая значимость. Полученные в работе экспериментально-теоретические данные исследований различных материалов и систем могут быть использованы при проектировании и разработке новых способов и устройств тепловой защиты конструктивных элементов ЛА различного типа

Исследования по теме диссертации выполнены при поддержке гранта ФАО «Развитие научного потенциала высшей школы 2009-2011)», РН 2.1.1/2269 и гос. задания №9.1024.2014/к Минобрнауки РФ.

Достоверность и обоснованность научных положений и выводов, сделанных в диссертационной работе, следует из адекватности физических и математических моделей, используемых в работе, что подтверждается сравнением результатов данной работы с известными экспериментальными и теоретическими данными, полученными ранее другими авторами.

Положения, выносимые на защиту: созданный экспериментальный комплекс для изучения взаимодействия теплозащитного покрытия с высокотемпературным газовым потоком в условиях малых энергетических возмущений (линейные, радиальные, тангенциальные возмущения); результаты предварительных испытаний на примере систем тепловой защиты основанной на вдуве газа-охладителя через совокупность круглых отверстий на встречу набегающему потоку; результаты экспериментального исследования влияния шероховатости поверхности на теплообмен в системах пассивной тепловой защиты; математическая модель и результаты численного исследования характеристик теплообмена в системах пористого охлаждения; математическая модель и результаты численного исследования системы тепловой защиты с использованием теплозащитного покрытия типа «углепластик»; результаты экспериментального исследования влияния линейных вибраций оболочки на эффективность охлаждения в активных системах тепловой защиты; результаты экспериментального исследования влияния периодических тангенциальных вибраций на эффективность охлаждения в системах активной тепловой защиты.

Апробация работы. Результаты, представленные в данной работе были апробированы на следующих конференциях: XVII Международная конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Ломоносов-2010», 12-15 апреля 2010 г., «Теплообмен стенки и высокотемпературного потока газа при наличии вдува газа-охладителя через пористые материалы», МГУ, г. Москва; Международная научно-практическая конференция «Математическое и физическое моделирование опасных природных явлений и техногенных катастроф», 18-20 октября 2010 года, доклад «Теплообмен стенки и высокотемпературного потока газа при наличии вдува газа-охладителя через пористые материалы», НИ ТГУ, г. Томск; XIV Минский международный форум по тепло- и массообмену, 10-13 сентября 2012 г. «Теплообмен стенки и плазменной струи при наличии вдува жидкости через пористый материал». Тезисы докладов и сообщений. Т.1, часть 1. С. 65-66; XX Юбилейная Международная научная конференция студентов и молодых ученых «Современные техника и технологии», 14-18 апреля 2014 года, доклад «Экспериментальное исследование композиционных теплозащитных материалов», Томский политехнический университет, г. Томск; Всероссийская школа-конференция «Актуальные вопросы теплофизики и физической гидрогазодинамики», 20-23 ноября 2014 года в рамках Всероссийской научной конференции «XXXI Сибирский теплофизический семинар»; доклад «Исследование тепловой защиты летательных аппаратов с использованием разрушающихся композиционных материалов», Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе, НГУ, г. Новосибирск.

Объем и структура диссертации. Диссертационная работа состоит из введения, 4 глав, заключения и списка цитируемой литературы из 130 наименований. Общий объем работы 137 страницы.

Автор искренне благодарен ведущему инженеру, к.т.н. В.П. Зиме за неоценимую помощь при проведении лабораторных исследований и обсуждение полученных

результатов, за полезные советы и поддержку на протяжении всех этапов исследования. Также автор выражает искреннюю признательность коллективу кафедры физической и вычислительной механики ТГУ.

Основное содержание работы

Во введении обоснована актуальность темы диссертационной работы, сформулированы цель и задачи исследования, отражены научная новизна и практическая значимость, перечислены выносимые на защиту положения, изложено краткое содержание работы.

В первой главе приведен анализ проблем тепловой защиты тел при их перемещении в атмосфере с большими скоростями, так же дан краткий анализ литературных источников по вопросам воздействия МЭВ на процессы ТМО в системах охлаждения. Приведено описание и анализ основных известных способов тепловой защиты, который позволил выбрать направление дальнейших исследований.

Вторая глава посвящена математическому моделированию процессов теплообмена в системах тепловой защиты различного типа.

В первом параграфе проведено сравнение экспериментальных данных с результатами аналитического решения математической модели Ю.В. Полежаева [1] для систем пористого охлаждения при сильных вдувах [4].

Во втором параграфе модифицирована математическая модель Гришина-Якимова [2] для расчета характеристик ТМО в системах пористого охлаждения при наличии пульсаций газа-охлаждителя [5].

Считается, что задан переменный (пульсирующий) конвективный тепловой поток $q_w(v, t)$, действующий на ТЗМ определенное время, тогда согласно [3, 6] имеем

$$q_w = \frac{(\rho v)_w (h_e - h_w) \exp\left(\frac{1 - \text{Pr}}{1 + \text{Pr}} b\right)}{1 + \frac{2b}{\text{Pr}} \exp\left(\frac{b}{1 + \text{Pr}}\right) - \exp\left(\frac{1 - \text{Pr}}{1 + \text{Pr}} b\right)}, \quad (1)$$

где, $b = \frac{(\rho v)_w}{(\alpha/c_p)_0}$, $\left(\frac{\alpha}{c_p}\right)_0 = \left(\frac{\alpha}{c_p}\right)_H \left[1 + \frac{A \cos(ft)}{(\alpha/c_p)_H}\right]$, $h_w = a_1 T_{1w} + a_2 T_{1w}^2$, $f = 2\pi\nu$, ν – частота периодических возмущений, $(\alpha/c_p)_H$ – коэффициент теплообмена в отсутствии пульсаций, A – амплитуда пульсаций газового потока, h – энтальпия, t – время, T – температура; $\text{Pr} = (c_p \mu / \lambda)_e$ – число Прандтля, c_p – удельная теплоемкость, μ – динамическая вязкость, λ – коэффициент теплопроводности.

Для упрощения анализа примем следующее:

1. Число Рейнольдса в набегающем сверхзвуковом потоке воздуха достаточно велико ($\text{Re}_\infty \gg 1$) и в окрестности поверхности тела сформировался пограничный слой (ПС).
2. Пористая среда в процессе теплообмена считается однотемпературной.
3. Величина потока массы по нормали к обтекаемой пластины значительно больше, чем вдоль этой пластины (на рисунке 1 $L_1 \ll L_3$).

4. Тело при взаимодействии с потоком газа не разрушается, а внутри и на его поверхности отсутствуют гетерогенные и гомогенные химические реакции и фазовые переходы.

5. Плотность газовой фазы определяется из уравнения состояния идеального газа.

6. Фильтрующийся газ предполагается однородным со значением молекулярной массы, близкой к воздушной смеси.

7. Составы вдуваемого газа и набегающего внешнего потока одинаковы.

Математически задача расчета характеристик ТМО сводится к решению системы уравнений сохранения [6]:

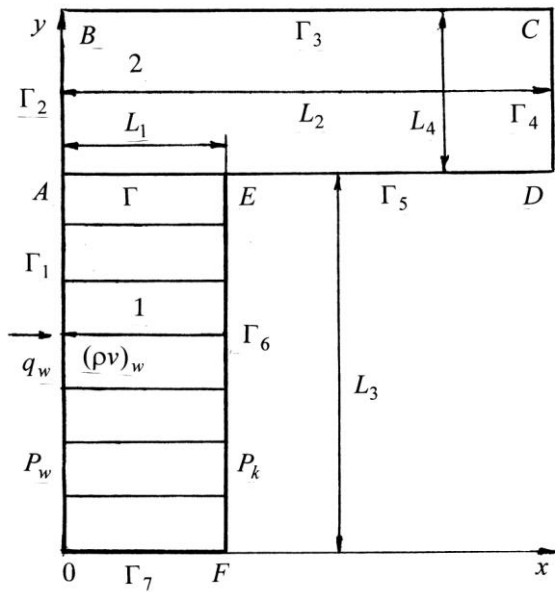


Рисунок 1. Схема обтекаемого тела

в области 2 (окантовке)

в области 1 (рисунок 1)

$$\frac{\partial(\rho_2 v \phi)}{\partial x} = 0, \quad (2)$$

$$\rho_1 c_{p1} (1 - \phi) \frac{\partial T_1}{\partial t} + c_{p2} \rho_2 v \phi \frac{\partial T_1}{\partial x} = \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_1 (1 - \phi) \frac{\partial T_1}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda_1 (1 - \phi) \frac{\partial T_1}{\partial y} \right]$$

$$\alpha_n \mu_{ef} v + \beta_n \rho_2 \phi v |v| = -\partial P / \partial x, \quad (4)$$

$$P = \rho_2 R T_1 / M, \quad \mu = \mu_n \sqrt{T_1 / T_n},$$

$$\lambda_1 = \lambda_1(T_1) + \lambda', \quad \lambda' = \pi c_{p2} \rho_2 \phi B^2 v / \sqrt{2},$$

$$c_{p2} = a_1 + 2a_2 T_1, \quad \mu_{ef} = \mu [1 + C \cos(tf)],$$

$$f = (2I / \rho_2 a)^{0.5} / B; \quad (5)$$

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (6)$$

Систему уравнений (2)–(4), (6) необходимо решать с учетом следующих начальных и граничных условий:

$$T_1|_{t=0} = T|_{t=0} = T_n; \quad (7)$$

на внешней нагреваемой поверхности пористой пластины 0A (область 1 на рисунке 1)

$$q_w - \varepsilon \sigma T_{1w}^4 (1 - \phi) = -\lambda_1 (1 - \phi) \left(\frac{\partial T_1}{\partial x} \right) \Big|_{\Gamma_1} \quad (8)$$

на оси симметрии 0F

$$\left(\frac{\partial T_1}{\partial y} \right) \Big|_{\Gamma_7} = 0. \quad (9)$$

На поверхности сплошной стальной оболочки ABCD задаются условия тепловой изоляции

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) \Big|_{\Gamma_2} = 0, \quad \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) \Big|_{\Gamma_3} = 0, \quad \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) \Big|_{\Gamma_4} = 0 \quad (10)$$

На внутренней поверхности DEF выставляется теплообмен по закону Ньютона

$$\left(-\lambda \frac{\partial T}{\partial y}\right)\Big|_{\Gamma_5} = \delta(T|_{\Gamma_5} - T_n), \quad \left(-\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x}\right)\Big|_{\Gamma_6} = \delta(T_1|_{\Gamma_6} - T_n). \quad (11)$$

На линии сопряжения AE областей 1 и 2 условие идеального контакта

$$\lambda_1(1-\phi)\left(\frac{\partial T_1}{\partial y}\right)\Big|_{\Gamma_-} = \lambda\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)\Big|_{\Gamma_+}, \quad T_1|_{\Gamma_-} = T|_{\Gamma_+}. \quad (12)$$

На внешней и внутренней поверхностях области 1 имеет место равенство давлений в порах и во внешней среде

$$P_w|_{\Gamma_1} = P_e, \quad P|_{\Gamma_6} = P_k. \quad (13)$$

Давление на внешней нагреваемой поверхности проницаемого тела считалось известным из эксперимента [6]. Квазистационарное уравнение неразрывности $\rho_2 \phi v = -(\rho v)_w$ (знак минус обусловлен тем, что нормальная составляющая координата x направлена в глубь тела (см. рисунок 1), а охладитель течет в противоположном направлении) совместно с первым выражением (5), нелинейным законом Дарси (4) из [1, 7] и граничными условиями (13) можно проинтегрировать, и найти расход газа вдоль слоя и давление в области 1 [2]:

$$(\rho v)_w(y) = \frac{[2\beta(P_k^2 - P_w^2)\phi MD_{L_1}/R + E_{L_1}^2]^{0.5} - E_{L_1}}{2\beta D_{L_1}}, \quad (14)$$

$$P(x, y) = \{P_w^2 + 2R(\rho v)_w[\beta(\rho v)_w D + E]/M\phi\}^{0.5},$$

$$\text{где } D(x, y) = \int_0^x T_1(s, y) ds, \quad E(x, y) = \alpha \int_0^x \mu_{ef} T_1(s, y) ds.$$

Здесь и ниже x, y – поперечная и продольная пространственные координаты; ρ – плотность; ϕ – пористость; P – давление газа в порах; v – скорость фильтрация газа в области 1; δ – коэффициент теплоотдачи на внутренней поверхности пластины; R – универсальная газовая постоянная; α_n и β_n – вязкостный и инерционный коэффициенты в законе Дарси [7]; σ – постоянная Стефана – Больцмана; ε – излучательная способность поверхности ТЗМ; M – молекулярный вес воздуха; I – интенсивность линейных возмущений; B – амплитуда пульсаций стенки; a – скорость звука при нормальных условиях; $L_i, i = \overline{1, 4}$ – толщины и длины оболочек 1 и 2 на рисунке 1. Индексы: ∞ – величина в набегающем газовом потоке на бесконечности; 1 и 2 – каркас и газ в области 1; n – начальная величина; e – внешняя граница пограничного слоя, $e0$ – величина при $y = 0$; k – момент окончания теплового воздействия; штрих вверх – пульсация характеристик ТМО; 0 – отсутствие вдува с поверхности; ef – эффективная величина.

Краевая задача (2)–(4), (6), (7)–(12) решена численно при помощи локально-одномерного метода расщепления [8]. Использовалась неявная, абсолютно устойчивая, монотонная разностная схема с суммарной погрешностью аппроксимации $O(\tau + H_x^2 + H_y^2)$, H_x – шаг по пространству вдоль координаты x , H_y – вдоль координаты y , τ – шаг по времени. Погрешность численного решения задачи по температуре не превышала $\delta T \leq 4,7\%$.

На рисунках 2 – 4 представлены зависимости внешней температуры поверхности T_w , конвективного теплового потока q_w из газовой фазы и расхода газа-охлаждителя $(\rho v)_w$ (14) с поверхности ТЗМ соответственно от продольной координаты y в момент окончания теплового воздействия $t = t_k$.

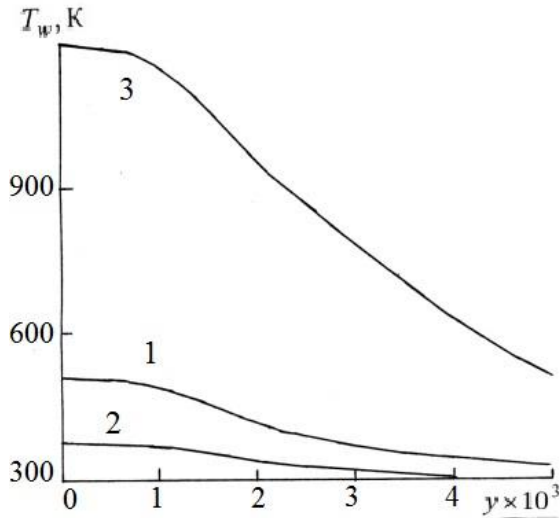


Рисунок 2. Зависимость внешней температуры поверхности пористой пластины от продольной координаты y в момент времени $t = t_k$

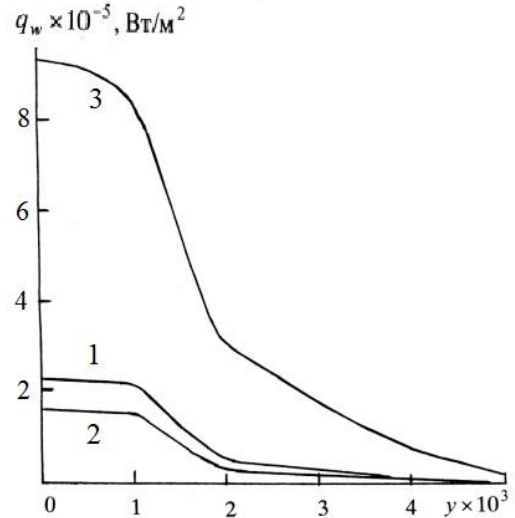


Рисунок 3. Распределение теплового потока из газовой фазы на пористой поверхности от продольной координаты y в момент $t = t_k$.

Кривые 1–3 на рисунках 2 – 4 отвечают величине интенсивности пульсаций: $I = 0, 0.2, 0.4$, что соответствует отсутствию или наличию пульсаций для характеристик ТМО в формулах (1), (5). На рисунке 5 дано распределение температуры ТЗМ на глубине слоя x в лобовой критической точке при $y = 0$ в момент времени $t = t_k$. Обозначения кривых на рисунках 2 – 5 совпадают. Из анализа кривых 1–3 рисун-

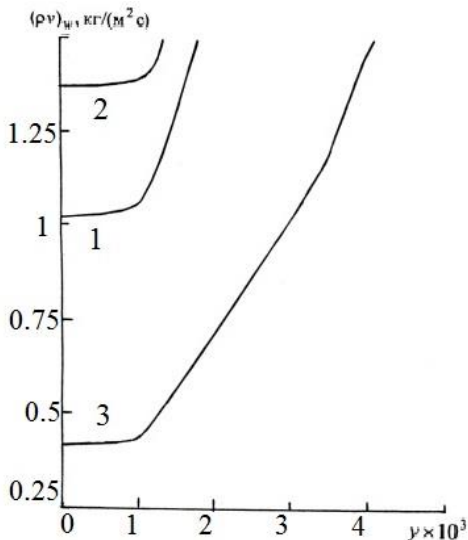


Рисунок 4. Зависимость расхода газа-охлаждителя от продольной координаты y в момент $t = t_k$

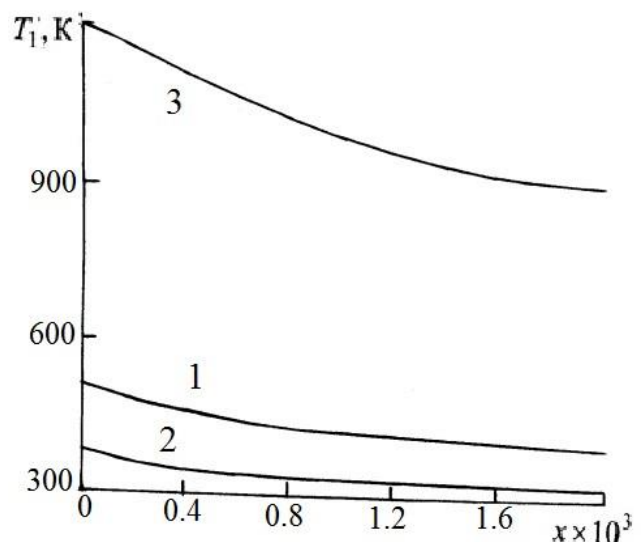


Рисунок 5. Зависимость температуры ТЗМ по глубине слоя x при $y = 0$ в момент $t = t_k$

ков 2 – 5 следует, что учет периодических возмущений может как усиливать, так и ослаблять интенсивность процесса ТМО. Это свидетельствует о восприимчивости систем пористого охлаждения к пульсациям потока газа и о возможности управления процессом ТМО в ТЗМ.

В таблице 1 приведены зависимости относительной функции теплообмена $\Psi_0 = [q_w^+(0) - q_w^-(0)] / q_w^-(0)$ от интенсивности колебаний, где индексы + и – соответствуют параметрам с возмущениями ($I \neq 0$) и без возмущений ($I = 0$), а также температура поверхности $T_w (y = 0)$ в момент времени $t = t_k$ при $b = 5.3$.

В таблице 1 вязкостный α_n и инерционный β_n коэффициенты в законе Дарси (4) взяты из рисунка 2 статьи [9]. Как видно из таблицы 1, поведение температуры поверхности и относительной функции теплообмена носит немонотонный характер в зависимости от интенсивности пульсаций газа-охлаждителя (1), (5).

Таблица 1. Зависимость температуры поверхности и относительной функции теплообмена от интенсивности возмущений.

№	$I, \text{кг/с}^3$	$\alpha_n, \text{м}^{-2}$	$\beta_n, \text{м}^{-1}$	Ψ_0	$T_w _{y=0}, \text{К}$
1	0	5.8×10^{10}	1.27×10^6	—	516
2	0.05	4×10^{10}	1.25×10^6	– 0.0787	415
3	0.1	3×10^{10}	1.22×10^6	– 0.157	363
4	0.15	2.8×10^{10}	1.22×10^6	– 0.324	353
5	0.2	3.4×10^{10}	1.24×10^6	– 0.391	380
6	0.25	4.6×10^{10}	1.25×10^6	– 0.452	419
7	0.3	5.5×10^{10}	1.28×10^6	– 0.368	524
8	0.35	6.4×10^{10}	1.33×10^6	– 0.341	1028
9	0.4	6.6×10^{10}	1.35×10^6	– 0.312	1212

Последний результат качественно согласуется с экспериментальными данными [9].

Немонотонное поведение относительной функции теплообмена и вязкостного коэффициента в законе Дарси (4) с ростом интенсивности колебаний связано со сменой ламинарного режима фильтрации на переходный и турбулентный режимы, характеристики проницаемости пористой стенки при этом ухудшаются [9].

Для количественного согласования с экспериментом целесообразно в дальнейших исследованиях использовать в системе пористого охлаждения двухтемпературность проницаемой среды [1, 2].

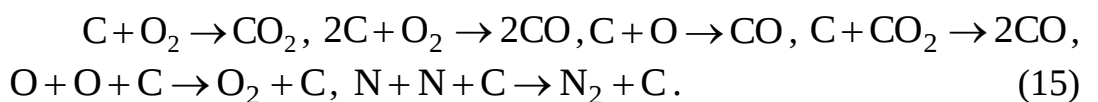
В третьем параграфе модифицирована математическая модель А.М. Гришина для пористого реагирующего тела [3] с целью нахождения характеристик ТМО в углепластике (УП) при пульсациях газового потока [10] и получены результаты численного решения краевой задачи.

При постановке задачи сделаем следующие допущения [3, 10]:

1) число Рейнольдса в набегающем гиперзвуковом потоке воздуха достаточно велико ($Re_\infty \gg 1$) и в окрестности поверхности тела сформировался ПС;

2) воздух на внешней границе ПС находится в состоянии термохимического равновесия и представляет собой пятикомпонентную смесь: O, O_2, N, N_2, NO ;

3) на внешней поверхности теплозащитного материала протекают при $T_w < 2000 \text{ К}$ следующие гетерогенные реакции:



Выражение для массовой скорости уноса за счет реакций (15) известно [3]:

$$\begin{aligned} (\rho v)_{2w} = (\varphi_4 \rho)_w &[(m_6 / m_2 - 1)c_{2w}B_1 + (2m_5 / m_2 - 1)c_{2w}B_2 + \\ &+ (m_5 / m_1 - 1)c_{1w}B_3 + (2m_5 / m_6 - 1)c_{6w}B_4], \end{aligned} \quad (16)$$

$$\rho_w = P_e m_w / RT_w, \quad m_w^{-1} = \sum_{\alpha=1}^6 c_{\alpha w} / m_{\alpha}, \quad B_i = k_{iw} \exp(-E_{iw} / RT_w), i = \overline{1, 4}.$$

Считается, что продукты разрушения при $T_w < 2000$ слабо разбавляют воздушную смесь в ПС. Это позволяет использовать принятые выше допущения 1) – 3) в ПС. Балансовые соотношения для массовых концентраций компонент (c_{iw}) запишем, используя для диффузионных потоков аналогию процессов тепло – и массообмена [1]:

$$J_{iw} + (\rho v)_w c_{iw} = R_{iw}, i = \overline{1, 6}, \quad J_{iw} = \beta(c_{iw} - c_{ie}), \beta = \alpha / c_p,$$

где полная скорость массового уноса $(\rho v)_w = (\rho v)_{1w} + (\rho v)_{2w}$, $(\rho v)_{1w}$ – массовая скорость уноса за счет пиролиза, $(\rho v)_{2w}$ – массовая скорость уноса из формулы (16) за счет гетерогенных химических реакций (15).

При математической постановке задачи в конденсированной фазе (к-фазе) используются следующие допущения:

1) процесс термохимического разрушения УП одномерный; 2) фильтрующий газ предполагается однородным со значением молекулярной массы, близкой к воздушной смеси; 3) пористая среда в процессе теплообмена считается одно-температурной; 4) течение газа внутри разгорающихся пор предполагается ламинарным и описывается линейным законом Дарси [3].

Математически задача сводится к решению системы уравнений, записанной в подвижной системе координат [3, 10], связанной с фронтом термохимического разрушения:

$$c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} - \omega \frac{\partial T}{\partial y} \right) + c_{p5} \rho_5 \varphi_5 v \frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) - q_1 R_1 + q_2 R_2 \quad (17)$$

$$\frac{\partial \rho_5 \varphi_5}{\partial t} - \omega \frac{\partial \rho_5 \varphi_5}{\partial y} + \frac{\partial \rho_5 \varphi_5 v}{\partial y} = (1 - \alpha_1) R_1 + (1 - \alpha_2) R_2, \quad (18)$$

$$\rho_1 (\partial \varphi_1 / \partial t - \omega \partial \varphi_1 / \partial y) = -k_1 \rho_1 \varphi_1 \exp(-E_1 / RT), \quad (19)$$

$$\rho_2 \left(\frac{\partial \varphi_2}{\partial t} - \omega \frac{\partial \varphi_2}{\partial y} \right) = \alpha_1 k_1 \rho_1 \varphi_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right) - k_2 \rho_2 \varphi_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right), \quad (20)$$

$$\rho_3 (\partial \varphi_3 / \partial t - \omega \partial \varphi_3 / \partial y) = \alpha_2 k_2 \rho_2 \varphi_2 \exp(-E_2 / RT), \quad (21)$$

$$\rho_4 (\partial \varphi_4 / \partial t - \omega \partial \varphi_4 / \partial y) = 0, \quad (22)$$

$$v = -\frac{z}{\mu_{ef}} \frac{\partial P}{\partial y}, \quad z = \frac{z_* \varphi_5^3}{(1 - \varphi_5)^2}, \quad \varphi_5 = 1 - \sum_{i=1}^4 \varphi_i, \quad P = \frac{\rho_5 RT}{M_5}, \quad (23)$$

$$\lambda = \sum_{i=1}^5 \lambda_i \varphi_i, \quad c_p = \sum_{i=1}^4 c_{pi} \rho_i \varphi_i, \quad \lambda_5 = \lambda_{5*} \sqrt{\frac{T}{T_*}}, \quad \mu = \mu_* \sqrt{\frac{T}{T_*}},$$

$$\alpha_1 = \frac{v_2' M_{2s}}{v_1 M_{1s}}, \quad R_1 = k_1 \rho_1 \varphi_1 \exp\left(-\frac{E_1}{RT}\right), \quad R_2 = k_2 \rho_2 \varphi_2 \exp\left(-\frac{E_2}{RT}\right),$$

$$\alpha_2 = \frac{v_3'' M_{3s}}{v_2' M_{2s}}, \quad \omega = \frac{(\rho v)_{2w}}{(\rho_1 \varphi_1 + \rho_2 \varphi_2 + \rho_3 \varphi_3 + \rho_4 \varphi_4)_w}, \quad (\rho v)_{1w} = -(\rho_5 v \varphi_5)_w,$$

$$c_{p5} = b_1 + 2b_2T, \lambda_4 = \lambda_{4y} + \lambda'_4, \lambda'_4 = \pi c_{p5} \varphi_5 \rho_5 B^2 v / \sqrt{2}. \quad (24)$$

Систему уравнений (17)–(22) необходимо решать с учетом следующих начальных и граничных условий:

$$T|_{t=0} = T_n, \rho_5|_{t=0} = \rho_{5n}, \varphi_i|_{t=0} = \varphi_{in}, i = 1, \dots, 4; \quad (25)$$

$$q_w - (\rho v)_{1w}(h_w - h_g) - (\rho v)_{2w}(h_w - h_c) - \varphi_4 \varepsilon \sigma T_w^4 = -\lambda \partial T / \partial y|_{y=0-s(t)}, \quad (26)$$

$$P_e = P_w|_{y=0-s(t)}, \quad (27)$$

$$T|_{y=l} = T_n, v|_{y=l} = 0, \varphi_i|_{y=l} = \varphi_{in}, i = 1, \dots, 4, \quad (28)$$

$$l = L_n - s(t), s(t) = \int_0^t \omega(\tau) d\tau, h_w = \sum_{\alpha=1}^6 h_{\alpha} c_{\alpha w}, h_g = \int_0^T c_{p5} dT, P_e = \rho_e T_e R \sum_{i=1}^5 \frac{c_{ie}}{m_{ie}},$$

$$q_w = \frac{\alpha}{c_p} \left[1 - \frac{k(\rho v)_w}{\alpha/c_p} \right] (h_e - h_w), \frac{\alpha}{c_p} = \left(\frac{\alpha}{c_p} \right)_n \left[1 + \frac{A \cos(2\pi v t)}{(\alpha/c_p)_n} \right], \quad (29)$$

где A, v – амплитуда и частота пульсаций газового потока, y – пространственная координата, $b_i, i=1,2$ – постоянные; E_i – энергия активации; $k_i, i=1,2$ – предэкспоненциальный множитель; l – переменная толщина углепластика; L_n – начальная толщина углепластика; m – молекулярный вес; $q_i, i=1,2$ – тепловые эффекты реакции разложения связующего и пирозоля; $s(t)$ – глубина выгорания; v – скорость газообразных продуктов реакции разложения связующего; z – коэффициент проницаемости углепластика; α_1, α_2 – приведенные стехиометрические коэффициенты из кинетической схемы пиролиза [10]; β – коэффициент массообмена; ε – интегральный коэффициент излучения; $\varphi_i, i=1,4$ – объемные доли; $\lambda_i, i=1,5$ – коэффициенты теплопроводности; ω – линейная скорость термохимического разрушения углепластика. Индексы: e – внешняя граница пограничного слоя; w – поверхность обтекаемого тела; $*$ – характерная величина; n – начальные условия; s – к-фаза, g – газовая фаза; ∞ – параметры на бесконечности, c – углеродная поверхность; $1-5$ – в к-фазе соответствуют связующему, пирозолу, коксу, наполнителю, газу; y – углеродным волокнам.

Система уравнений (17)–(22) с начальными и граничными условиями (25)–(28) решалась численно при помощи неявной, абсолютно устойчивой монотонной разностной схемы [8]. Погрешность численного решения задачи по температуре не превышала $\delta T \leq 5,1\%$. Для проверки программы расчета были повторены также результаты [3].

На рис. 6 представлены зависимости температуры поверхности T_w – a и суммарная скорость массового уноса $(\rho v)_w$ – b с поверхности теплозащитного материала в зависимости от времени. Кривые 1–3 на рисунке 6 отвечают величине частоты: $v = 10, 20$ и 30 с^{-1} соответственно. При этом скорость уноса массы $(\rho v)_w$ имеет максимум в момент времени, близкий к начальному ($t < 0.5 \text{ с}$) из-за резкого подъема T_w . Затем в силу образования прококсированного слоя и увеличения его сопротивления движению фильтрующего газа величина $(\rho v)_w$ может уменьшиться.

Однако по мере роста нагрева теплозащитного материала со стороны конвективного теплового потока q_w и продвижения тепловой волны вглубь тела продолжается пиролиз углепластика с образованием газообразных и конденсированных продуктов реакции разложения связующего (смолы). Вследствие экзотермической реакции образования кокса из пирозоля они могут нагревать прококсованные и последующие холодные слои теплозащитного материала. Это приводит к дальнейшему росту величины $(\rho v)_w$. При $T_w > 800$ К унос массы с поверхности теплозащитного материала непрерывен в силу разрушения углеродной поверхности при кинетическом $T_w < 1500$ К и диффузионном $T_w > 1500$ К [1] режимах протекания гетерогенных химических реакций.

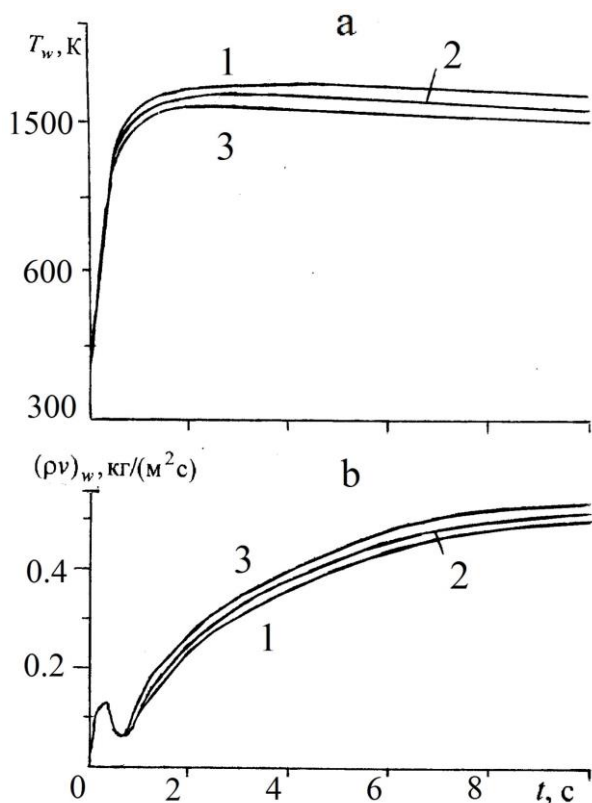


Рисунок 6. Зависимость температуры поверхности – а и суммарной массовой скорости уноса – б от времени. Кривые 1–3 отвечают величине частоты $\nu = 10, 20, 30 \text{ с}^{-1}$

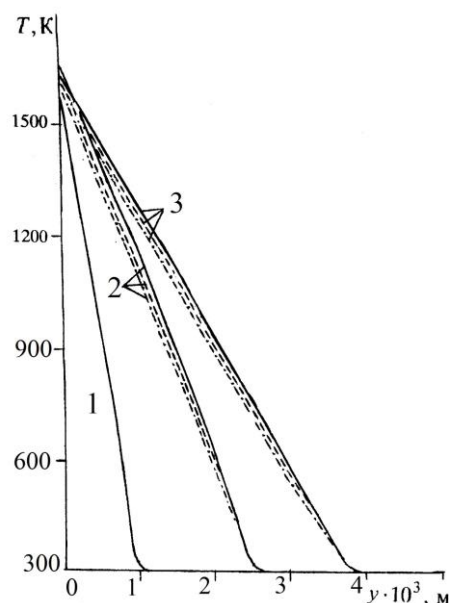


Рисунок 7. Распределение температуры по глубине слоя в различные моменты времени для $\nu = 10 \text{ с}^{-1}$. Сплошные линии отвечают $\lambda'_4 = 0, C = 0$, штриховые – $\lambda'_4 \neq 0, C = 0$ и штрих-пунктирные – $\lambda'_4 \neq 0, C \neq 0$ соответственно. Линии, помеченные цифрами 1–3, приведены в моменты времени $t: 1, 5, 10 \text{ с}$

С ростом частоты $\nu = 10, 20$ и 30 с^{-1} интенсивность теплообмена потока с углепластиком падает (см. рисунок 6, а), а массообмена растет (см. рисунок 6, б). Последний результат качественно согласуется с экспериментальными данными [11]. Это связано с тем, что пульсации теплового потока приводят к более интенсивному термическому разрушению связующего и увеличению вдува $(\rho v)_{1w}$. При этом температура поверхности снижается из-за падения конвективного теплового потока q_w в формуле (29). На стационарном участке термохимического разрушения углепластика $8 \leq t \leq 10$ с отличие расчетной температуры поверхности от экспериментальной (см. рисунок 1 в [11]) при $\nu = 10 \text{ с}^{-1}$ и $\nu = 30 \text{ с}^{-1}$ составляет не более 22% и 30% соответственно.

На рисунке 7 при $\nu = 10 \text{ с}^{-1}$ приведено распределение температуры углепластика по глубине слоя в различные моменты времени. Сплошные кривые на

рисунке 7 отвечают режиму разрушения теплозащитного материала при отсутствии пульсационных составляющих теплообмена $\lambda'_4 = 0$ в (24), (29) и вязкости $C = 0$ в (5), штриховые – варианту: $\lambda'_4 \neq 0$, $C = 0$, штрих-пунктирные – комбинированному режиму тепломассообмена: $\lambda'_4 \neq 0$, $C = 0.2$. Линии, помеченные цифрами 1–3, приведены в моменты времени t : 1, 5, 10 с. Из анализа кривых рисунка 7 следует, что волновой коэффициент теплопроводности λ'_4 , возникающий при действии пульсаций в проникаемом материале, снижает температуру ТЗМ за счет возрастания интенсивности фильтрационных потоков. Этот эффект продолжает усиливаться в комбинированном режиме ТМО: $\lambda'_4 \neq 0$, $C \neq 0$ (см. рисунок 7). По-видимому, этот способ отвода тепла целесообразно использовать при протекании реакций с экзотермическим эффектом в разрушающемся теплозащитном материале. В таблице 2 приведены значения температуры углепластика на поверхности и в глубине тела при $t = 10$ с в зависимости от пульсационных составляющих λ'_4 и C в формулах (24) и (5). Из анализа таблицы 2 видно, что вдали от поверхности: $y = 3 \cdot 10^{-3}$ м температура УП ведет себя монотонным образом с увеличением C , а тепловая волна практически слабо прогревает образец. Однако температура поверхности и вблизи нее $y = 2 \cdot 10^{-3}$ м может вести себя немонотонно: сначала увеличивается, а затем уменьшается с ростом C . Последний результат, по-видимому, связан с дополнительной диссипацией энергии, обусловленной пульсационным течением.

Таблица 2. Температура углепластика в зависимости от параметров пульсационного течения при $t = 10$ с

y , м		T , К	
		$y = 2 \times 10^{-3}$	$y = 3 \times 10^{-3}$
$\lambda'_4 = 0, C = 0$	1647	773	433
$\lambda'_4 \neq 0, C = 0$	1615	758.3	406
$\lambda'_4 \neq 0, C = 0.15$	1627	760	408
$\lambda'_4 \neq 0, C = 0.2$	1614	758.6	413
$\lambda'_4 \neq 0, C = 0.25$	1591	757.4	420

Третья глава.

В первом параграфе дано описание испытательного комплекса для изучения ТМО между поверхностью и высокотемпературным газовым потоком [12]. Исследуется зависимость относительной функции теплообмена [4]:

$$\Psi = (q_+ - q_-) / q_- ,$$

где q_+ – теплообмен с возмущениями и q_- – без них от интенсивности линейных вибраций, при различных расходах газа-охладителя: $0.24 \cdot 10^{-3}$, $0.297 \cdot 10^{-3}$ и $0.345 \cdot 10^{-3}$ кг/с. Плотность теплового потока q_w рассчитывалась экспоненциальным методом из решения уравнения Абеля с аппроксимацией значений T_w степенным многочленом или кубическим сплайном. Суммарные погрешности определения параметров не превышали $\delta T_w \leq 7,8\%$, $\delta q_w \leq 9,2\%$, $\delta(\rho v)_w \leq 4,3\%$.

При относительно небольших расходах охлаждаителя влияние линейных вибраций сказывается незначительно, т.к. газ-охладитель не сформирован в элементарные струи. При небольших значениях расхода газа охлаждение моделей осуществляется с помощью механизма газовой завесы от отверстия к отверстию. С возрастанием расхода охлаждаителя элементарные струи газа смыкаются друг с

другом и эффект интенсификации теплообмена за счет линейных вибраций поверхности проявляется в большей степени. Аналогичный результат имеет место для относительной функции теплообмена Ψ от интенсивности радиальных вибраций I для расходов газа-охладителя: $0.24 \cdot 10^{-3}$ и $0.26 \cdot 10^{-3}$ кг/с.

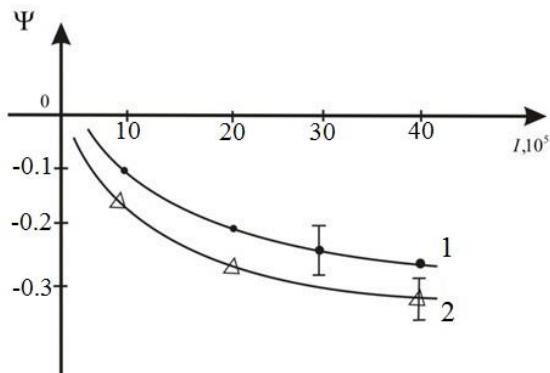


Рисунок 8. Зависимость относительной функции теплообмена Ψ от интенсивности вибраций I (тангенциальные вибрации)

становятся более гладкими, происходит подавление турбулентности, в результате чего величина теплового потока в стенку уменьшается.

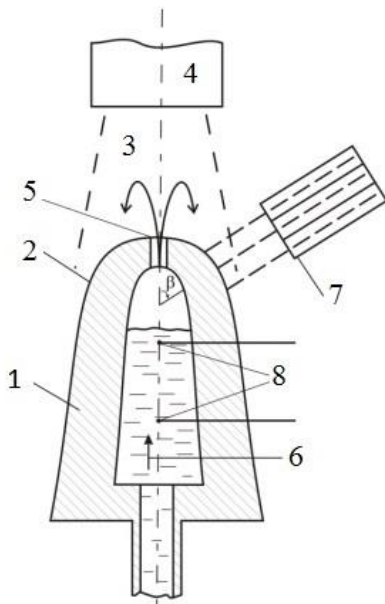


Рисунок 9. Схема проведения экспериментов

На рисунке 8 представлена зависимость относительной функции теплообмена Ψ от интенсивности тангенциальных вибраций I . Кривая 1 — расход газа-охладителя $0.4 \cdot 10^{-3}$ кг/с, кривая 2 — расход газа-охладителя $0.73 \cdot 10^{-3}$ кг/с. Тангенциальные вибрации поверхности (рисунок 8) приводят к разрушению высокоградиентных областей течения газа на основных участках элементарных струй, где возникают крупномасштабные низкочастотные пульсации газа. Профили скорости газа вблизи стенки

В **четвертой главе** представлены новые способы повышения эффективности тепловой защиты головной части ЛА.

Первый параграф посвящен исследованию влияния линейных вибраций оболочки ЛА на эффективность охлаждения [13].

На рисунке 9 показана схема проведения экспериментов — 1, выполненных в форме усеченных конусов с малым основанием в виде полусферы — 2. Режимы охлаждения осесимметричной оболочки с полусферическим проникаемым затуплением отражены на рисунке 3.2.2 в [4] в виде зависимости относительной функции теплообмена Ψ . Для повышения эффективности тепловой защиты необходимо устранить неустойчивые режимы течения.

Для этого на защищаемую поверхность параллельно набегающему высокотемпературному газовому потоку налагаются продольные синусоидальные во времени линейные вибрации. Эксперименты проводились на испытательном комплексе [12]. Интенсивность вибраций I меняется в диапазоне $0.03 \text{ Вт/м}^2 < I < 1.2 \text{ Вт/м}^2$. Амплитуда A менялась в интервале $(0.5 - 0.7) \cdot 10^{-3}$, с частотой $f = (1 - 25) \text{ Гц}$. Внутренний объем модели равен $V = 5.3 \cdot 10^{-6} \text{ м}^3$, диаметр центрального отверстия 2 — $d = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$. Охлаждающая вода подавалась на полусферическую часть оболочки под давлением $P = 4 \cdot 10^5 \text{ Па}$.

Результаты экспериментов представлены на рисунке 10 в виде зависимости относительной функции теплообмена $\Psi = (q_+ - q_-)/q_-$ от параметра вдува Re . Из рисунка 10 видно, что при наложении линейных вибраций, меняется структура режимов течения охлаждающей жидкости. Остаются устойчивые режимы: 1 – режим охлаждения стенки за счет вынужденной конвекции жидкости; 5 – паровой режим; дисперсно-кольцевая область 2 значительно трансформируется.

Таким образом, линейные вибрации поверхности модели повышают эффективность тепловой защиты за счет устранения неустойчивых режимов течения парожидкостной системы.

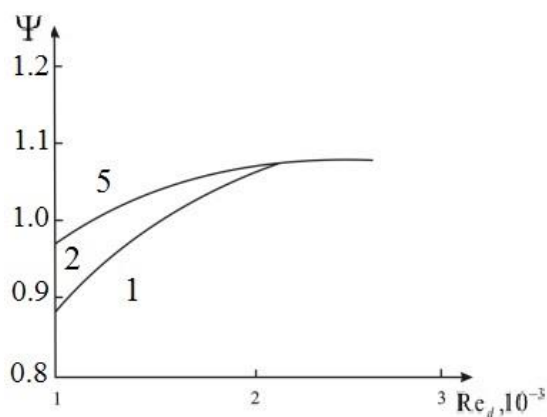


Рисунок 10. Режимы течений охладителя в области защищаемой поверхности от вибраций. 1 – охлаждение стенки за счет вынужденной конвекции жидкости, 2 – обращенный дисперсно-кольцевой режим, 5 – паровое охлаждение

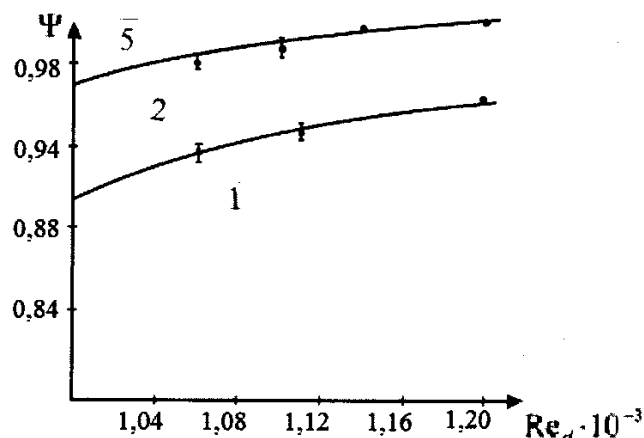


Рисунок 11. Зависимость относительной функции теплообмена от параметра вдува при наличии и без линейных гармонических вибраций

Рисунок 11 иллюстрирует изменение функции теплообмена Ψ с наложением вибраций – 1 и без них – 2. Погрешность измерения теплового потока $\delta q_w \leq 8,7\%$. Видно, что малые энергетические возмущения способствуют снижению воздействия высокотемпературных газовых потоков на защищаемую поверхность. При $I < 0,03$ Вт/м² влияние вибраций стенки не наблюдается, а при $I > 1,2$ Вт/м² дополнительно возникает турбулизация течения газа. За счет гидродинамического сопротивления подача жидкости охладителя снижается, и, как следствие этого, величина теплового потока в стенку возрастает, а режим тепломассообмена охлаждающей жидкости в области защищаемой поверхности осуществляется при изменении гидродинамического параметра вдува Re в диапазоне $1 \leq Re_d \leq 1,2$. При $Re_d > 1,2$ (Re_d – число Рейнольдса, рассчитанное по диаметру отверстия d для прохода жидкости) расход охлаждающей жидкости возрастает и возникают дополнительно неустойчивые режимы. Тепловая защита поверхности ухудшается. При этом значение функции теплообмена $\Psi \leq 1$. Таким образом, наличие линейных вибраций, позволяет на практике реализовать достаточно эффективное охлаждение.

Во втором параграфе представлен способ повышения эффективности активной тепловой защиты путем наложения периодических тангенциальных вибраций на защищаемую стенку [14]. На рисунке 12 показана физическая модель картины течения в окрестности лобовой критической точки летательного аппарата.

Здесь цифрами обозначены 1 – оболочка головной части ЛА в форме усеченного конуса, 2 – высокотемпературный набегающий поток, 3 – газ-охладитель, 4 – застойные области течения, 5 – зоны основных участков элементарных струй; 6 – зоны смыкания элементарных струй; 7 – область смешения подаваемого газа-охладителя и набегающего высокотемпературного потока. Газ – охладитель 3, в виде элементарных струй 5, покинув защищаемую стенку, образует область смешения 7 с набегающим потоком 2. Происходит оттеснение набегающего потока и «разбавление» пограничного слоя вблизи поверхности головной части ЛА.

Условием оттеснения набегающего потока является раннее смыкание элементарных газовых струй 5. За счет этого перед набегающим потоком создается сплошной непрерывный встречный газовый барьер. Наличие застойных областей 4 и удаленность зон смыкания элементарных струй 6, приводят к возникновению гидродинамической неустойчивости, крупномасштабных пульсаций газа.

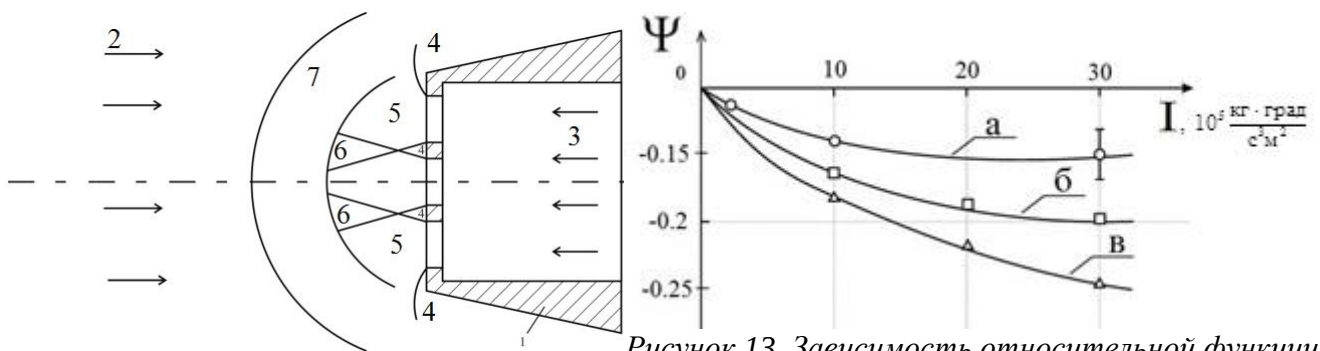


Рисунок 12. Физическая модель картины течения в окрестности оболочки головной части [4]

Рисунок 13. Зависимость относительной функции теплообмена Ψ от интенсивности вибраций I при тангенциальных вибрациях (кривая а – расход газа-охладителя $0.3 \cdot 10^{-4}$ кг/с; б – $0.41 \cdot 10^{-4}$; в – $0.73 \cdot 10^{-4}$)

Газ из набегающего высокотемпературного потока 2 выносится к защищаемой поверхности оболочки головной части 1. В итоге теплообмен интенсифицируется. Для того, чтобы устранить турбулентные вихри вблизи поверхности, обеспечить условия раннего смыкания элементарных струй 5, достаточно подействовать на них тангенциальными периодическими вибрациями определенной частоты I в плоскости, перпендикулярной оси симметрии поверхности с частотой f , меняющийся в диапазоне $5 \leq f \leq 25$ Гц. При частоте вибраций $f < 5$ Гц, ослабление теплообмена не отмечается. При частотах $f > 25$ Гц, возможно нарушение эксплуатационных характеристик спускаемых ЛА.

Целесообразно учитывать и амплитуду A тангенциальных вибраций, влияющую на эффективность теплообмена. Подробные расчеты [15] показывают, что ослабление теплообмена выполняется при изменении амплитуды A в диапазоне $1^0 \leq A \leq 9^0$. При $A < 1^0$ ослабление теплообмена не наблюдается. При $A > 9^0$ возникают вибрации, обусловленные резонансными характеристиками устройства. Возникающая за счет тангенциальной вибрации инерционная сила, действуя на струи, приводит к их более раннему смыканию, высокоградиентные области течения разрушаются, а область смешения становится равномерной. Теплообмен между набегающим потоком и головной частью ЛА при этом снижается, что повышает эффективность охлаждения.

Эксперименты проводились также на испытательном комплексе [12]. Во всех опытах параметры набегающего потока и вдуваемого газа-охладителя не изменяются во времени. Частота тангенциальных вибраций выбиралась из диапазона от 5 до 25 Гц. На рисунке 13 представлены результаты экспериментов в виде зависимости относительной функции теплообмена Ψ от интенсивности тангенциальных вибраций I . Погрешность измерения теплового потока $\delta q_w \leq 9,1\%$.

Из рисунка 13 видно, что при относительно небольших расходах газа-охладителя (кривая а) влияние вибраций сказывается незначительно. С увеличением расхода газа через отверстия модели (кривые б, в) влияние тангенциальных вибраций на теплообмен проявляется в большей степени. Анализ кривых зависимости Ψ от I , приведенных на рисунке 13, показывает, что наличие тангенциальных вибраций, действующих на модель головной части ЛА позволяет снизить воздействие теплового потока высокотемпературных газов на теплообмен по сравнению с теплообменом без вибраций до 27%.

Данный способ охлаждения можно реализовать на практике. Полученные результаты могут служить для создания новых способов и устройств тепловой защиты головной части ЛА.

В третьем параграфе представлен способ повышения эффективности тепловой защиты с использованием разрушающихся покрытий [16].

Для повышения эффективности тепловой защиты от высокотемпературного набегающего газового потока (рисунок 14) (1 – подложка под ТЗМ) поверхность

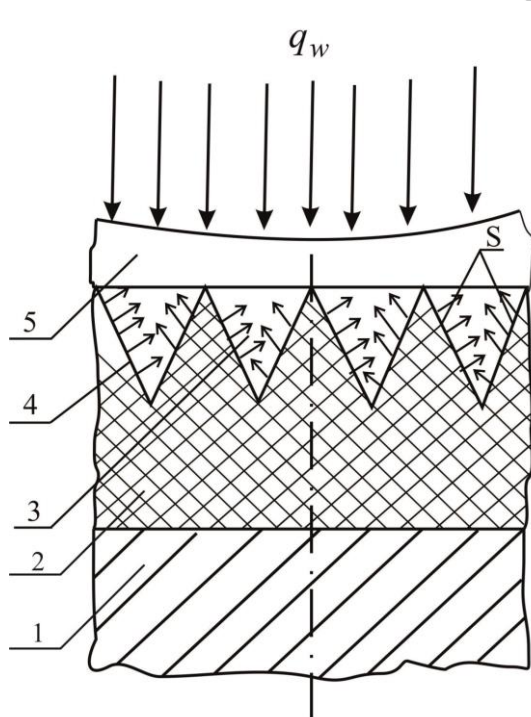


Рисунок 14. Модель защищаемой поверхности

контакта 4 композиционного материала 2 – ТЗМ выполняют шероховатой [16].

Это приводит к увеличению площади поверхности контакта S (рисунок 14), соответственно повышается выход летучих газообразных продуктов разложения компонентов материала (отмечены стрелками на рисунке 14), которые взаимодействуя между собой, перемешиваются. При этом осредняется вязкость смеси газообразных компонентов, ее температура и плотность. Постоянное поступление в полость образующихся газообразных компонентов приводит к росту давления в ней, так как набегающий газовый поток препятствует оттоку этих компонентов в окружающую среду. При достижении давления в полости $P_{кр} > P_w$ газы начинают истекать на внешнюю часть поверхности контакта, оттесняя

набегающий газовый поток. Образуется устойчивый пограничный слой, толщина которого зависит от скорости набегающего газового потока, т.е. от скорости спуска ЛА. За счет повышения устойчивости пограничного слоя тепловое воздействие на конструкцию снижается.

Эксперименты проводились на испытательном комплексе [12]. Температура поверхности образца теплозащитного покрытия регистрировалась оптическим

пирометром АКИП-9311. Погрешность измерений температуры $\delta T < 5\%$. С его дисплея запись результатов проводилась на фотографирующее устройство с последующей компьютерной обработкой. Кроме того проводилось непрерывное взвешивание образцов на электронных весах типа CAS MW-II. Погрешность измерения массы составила $\pm 0,01$ г. Было рассмотрено 2 модели композиционных теплозащитных материалов: углепластик и стеклопластик. Образцы имели форму цилиндра высотой $h = 10 \cdot 10^{-3}$ м, диаметром $d = 10 \cdot 10^{-3}$ м. Средняя продолжительность воздействия высокотемпературного потока на материал составляла 15 секунд. Результаты экспериментов приведены на рисунках 15 и 16 в виде зависимостей температуры поверхности контакта при взаимодействии со струей плазмы от времени. Изменение температуры для теплозащитного материала типа «углепластик» при разной шероховатости поверхности иллюстрирует рисунок 15. Хорошо видно, что наличие шероховатости снижает температуру поверхности нагрева. Наибольшее снижение отмечается при $R_z = 1 \cdot 10^{-4}$ м. Увеличение же R_z до $5 \cdot 10^{-4}$ м приводит к повышению температуры поверхности.

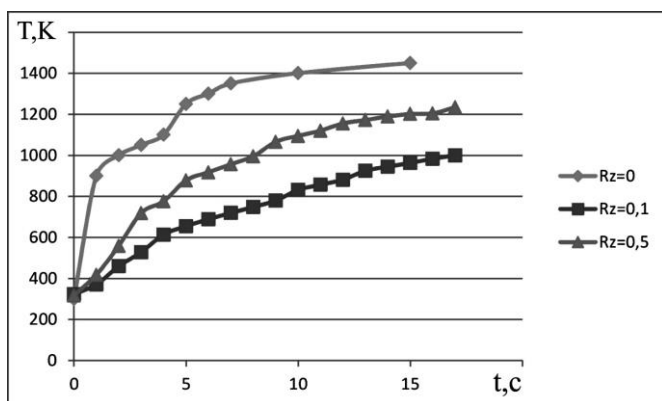


Рисунок 15. Термограммы изменения температуры поверхности от времени для материала типа углепластик

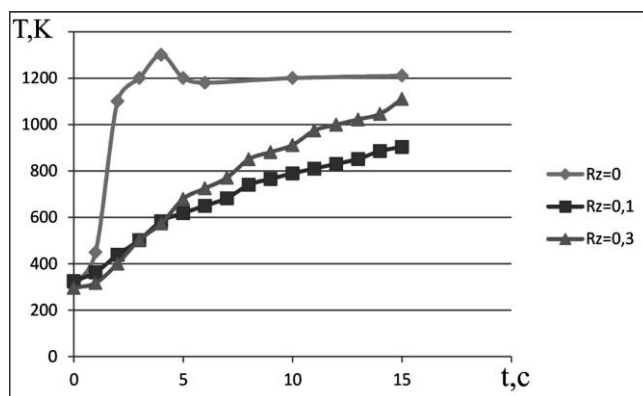


Рисунок 16. Термограммы изменения температуры поверхности от времени для материала типа стеклопластик

Это связано с разрушением поверхности контакта за счет нарушения прочностных характеристик самого материала. Действие аэродинамических сил способствует скалыванию частиц непрореагировавшего материала с последующим их уносом в потоке плазмы. Соответственно, эффективность теплозащиты снижается.

Рисунок 16 иллюстрирует изменение температуры поверхности ТЗМ типа «стеклопластик». Следует отметить, что и для этого материала наличие шероховатости понижает температуру поверхности контакта.

Основные результаты и выводы

1. Модифицирована математическая модель [2] для нахождения характеристик теплообмена в системах пористого охлаждения при наличии пульсаций газа-охлаждителя и получено качественное согласование с экспериментальными данными [4].

2. Модифицирована математическая модель А.М. Гришина [3] для расчета характеристик термохимического разрушения ТЗМ с учетом воздействия малых возмущений и найдено, что с ростом частоты пульсаций поведение расчетной тем-

пературы поверхности разрушения ТЗМ количественно и качественно согласуется с экспериментальными данными [11].

3. Разработан и апробирован испытательный комплекс (получен патент) для изучения систем тепловой защиты при воздействии малых энергетических возмущений и без них.

4. Экспериментально установлено, что системы тепловой защиты на основании вдува газа-охлаждителя через систему круглых отверстий восприимчивы к воздействию малых возмущений.

5. В зависимости от выбора типа и интенсивности вибраций процесс ТМО можно как интенсифицировать так и ослаблять. Таким образом, появляется возможность управлять гидродинамическими характеристиками течения газа вблизи стенки, а так же процессом ТМО.

6. Экспериментально показана восприимчивость систем пористого охлаждения к воздействию малых энергетических возмущений. Причем эффективность воздействия связана с выбором интенсивности и типа возмущений.

7. Приведены результаты экспериментального исследования систем пассивной тепловой защиты с использованием композиционных материалов типа «углепластик» и «стеклопластик». Сделан вывод о перспективности дальнейшего изучения материала типа «стеклопластик».

8. Экспериментально установлено, что устранение неустойчивых режимов течения охладителя вблизи защищаемой стенки линейными вибрациями головной части повышает тепловую защиту устройства.

9. Экспериментально подтверждено, что наличие тангенциальных вибраций, действующих на модель головной части ЛА позволяет снизить воздействие высокотемпературного набегающего газового потока на 27%.

10. Экспериментально определено, что повышение эффективности тепловой защиты с использованием разрушающихся покрытий возможно при выполнении их поверхности шероховатой. При этом за счет увеличения площади поверхности контакта увеличивается выход газообразных продуктов разложения и интенсивность теплообмена возрастает.

Список использованной литературы

1. Полежаев Ю. В. Тепловая защита: / Ю.В. Полежаев Ф.Б. Юревич; под ред. А.В. Лыкова. – Москва: Энергия, 1976. – 392 с.

2. Гришин А.М. Сопряженный теплообмен в композиционном материале / А.М. Гришин, А.Н. Голованов, А.С. Якимов // Прикладная механика и техническая физика. – 1991. – № 4. – С. 141-148.

3. Гришин А.М. Математическое и физическое моделирование тепловой защиты / А.М. Гришин, А.Н. Голованов, В.И. Зинченко, К.Н. Ефимов, А.С. Якимов. – Томск: Изд-во Том. ун-та, 2011. – 358 с.

4. Голованов А.Н. Малые энергетические возмущения в некоторых задачах механики реагирующих сред / А.Н. Голованов. – Томск: ТМЛ-Пресс, 2010. – 118 с.

5. Голованов А.Н. Тепломассообмен стенки и высокотемпературного потока газа при наличии вдува газа-охлаждителя через пористые материалы / А.Н. Голованов, Е.В. Рулёва // Вестник ТГУ. Математика и механика. – 2010. – № 2 (10). – С. 88-93.

6. Голованов А.Н. Моделирование процесса теплообмена в системах пористого охлаждения при пульсациях газового потока / А.Н. Голованов, Е.В.

Рулёва, А.С. Якимов // Теплофизика высоких температур. – 2011. – Том 49. – № 6. – С. 914-921.

7. Андриевский Р.А. Пористые металлокерамические материалы / Р.А. Андриевский. – Москва: Металлургия, 1964. – 187 с.

8. Самарский А.А. Введение в теорию разностных схем / А.А. Самарский. – Москва: Наука, 1971. – 552 с.

9. Голованов А.Н. Гидродинамические и тепловые характеристики систем пористого охлаждения при наличии малых периодических возмущений / А.Н. Голованов // Инженерно-физический журнал. – 1994. – Т. 66. – № 6. – С. 695-701.

10. Степанова Е.В. Математическое моделирование процесса тепломассообмена в теплозащитном покрытии при пульсации газового потока / Е.В. Степанова, А.С. Якимов // Теплофизика высоких температур. – 2015. – Т. 53. – № 2. – С. 236-242.

11. Голованов А.Н. О влиянии периодических возмущений на процессы разрушения некоторых композиционных материалов / А.Н. Голованов // Физика горения и взрыва. – 1999. – Т. 35. – № 3. – С. 67-73.

12. Пат. 104713 Российская Федерация, МПК G01M 7/00, U1, Испытательный комплекс для изучения теплообмена между поверхностью и высокотемпературным газовым потоком / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – № 2010150047/28; заявл. 06.12.2010, опубл. 20.05.2011, бюл №14. – 2.с.: ил. 1,06 / 0,32 п.л.

13. Пат. 2463209 Российская Федерация, МПК B64C 1/38, C1, Способ охлаждения головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – №2011119788/11; заявл. 17.05.2011, опубл. 10.10.2012, бюл №28. – 9.с.: ил.

14. Пат. 245669 Российская Федерация, МПК B64G 1/38, B64G 1/58, C1, Способ тепловой защиты головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – №201145575; заявл. 09.11.2010, опубл. 10.06.2012, бюл №16. – 8.с.: ил. 0,6 / 0,18 п.л.

15. Голованов А.Н. Теплообмен осесимметричного затупленного тела в потоке газа при наличии вдува газа-охлаждителя через круглые отверстия и вибрационных возмущений // Инженерно-физический журнал. – 1992. – Т. 63. – № 2. – С.194-198.

16. Пат. 2481239 Российская Федерация, МПК B64C 1/38, B64G 1/58, F42B 15/00, C1, Способ тепловой защиты головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Степанова (Рулёва) Е. В.; заявитель и патентообладатель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Национальный исследовательский Томский государственный университет» (ТГУ) (RU). – №2012102950/11; заявл. 27/01/2012, опубл. 10/05/2013, бюл №13. – 7.с.: ил.

Работы, опубликованные по теме диссертации:

Статьи в журналах, включенных в Перечень российских рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук:

1. Рулёва Е. В. Моделирование процесса теплообмена в системах пористого охлаждения при пульсациях газового потока / Е. В. Рулёва, А. Н. Голованов, А. С. Якимов // Теплофизика высоких температур. – 2011. – Т. 49, № 6. – С. 914–921. – 0,46 / 0,14 п.л.

2. Степанова (Рулёва) Е. В. Математическое моделирование процесса тепло-массообмена в теплозащитном покрытии при пульсации газового потока / Е. В. Степанова (Рулёва), А. С. Якимов // Теплофизика высоких температур. – 2015. – Т. 53, № 2. – С. 236–242. – 0,43 / 0,13 п.л.

3. Рулёва Е. В. Теплообмен стенки и высокотемпературного потока газа при наличии вдува газа-охлаждителя через пористые материалы / Е. В. Рулёва, А. Н. Голованов // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. – 2010. – № 2(10). – С. 88–93. – 0,22 / 0,11 п.л.

4. Рулёва Е. В. О влиянии периодических пульсаций газа-охлаждителя на характеристики теплообмена в системах пористого охлаждения / Е. В. Рулёва, А. Н. Голованов // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. – 2011. – № 2(14). – С. 85–90. – 0,22 / 0,1 п.л.

Патенты и заявки:

5. Пат. 10413 Российская Федерация, МПК G01M 7/00, U1, Испытательный комплекс для изучения теплообмена между поверхностью и высокотемпературным газовым потоком / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – № 2010150047/28; заявл. 06.12.2010, опубл. 20.05.2011, бюлл. № 14. – 2 с.: ил. – 1,06 / 0,32 п.л.

6. Пат. 245669 Российская Федерация, МПК B64G 1/38, B64G 1/58, C1, Способ тепловой защиты головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – № 201145575; заявл. 09.11.2010, опубл. 10.06.2012, бюлл. № 16. – 8 с.: ил. – 0,6 / 0,18 п.л.

7. Пат. 2463209 Российская Федерация, МПК B64C 1/38, C1, Способ охлаждения головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Рулёва Е. В.; заявитель и патентообладатель Государственное образовательное учреждение высшего профессионального образования Томский государственный университет (ТГУ) (RU). – № 2011119788/11; заявл. 17.05.2011, опубл. 10.10.2012, бюлл. № 28. – 9 с.: ил. – 0,53 / 0,16 п.л.

8. Пат. 2481239 Российская Федерация, МПК B64C 1/38, B64G 1/58, F42B 15/00, C1, Способ тепловой защиты головной части летательного аппарата / Голованов А. Н., Зима В. П., Степанова (Рулёва) Е. В.; заявитель и патентообладатель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Национальный исследовательский Томский государственный университет» (ТГУ) (RU). – № 2012102950/11; заявл. 27/01/2012, опубл. 10/05/2013, бюлл. № 13. – 7 с.: ил. – 0,6 / 0,18 п.л.

Подписано в печать 05.02.2016 г.
Формат А4/2. Ризография
Печ. л. 1,0. Тираж 100 экз. Заказ № 05-02/16
Отпечатано в ООО «Позитив-НБ»
634050 г. Томск, пр. Ленина 34а