

УДК 621.45.035.7

РЕСУРСНЫЕ ИСПЫТАНИЯ МОДЕЛЬНЫХ СОПЛОВЫХ НАСАДКОВ ИЗ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДНОГО КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА НА КИСЛОРОДНО-ВОДОРОДНОМ ЖИДКОСТНОМ РАКЕТНОМ ДВИГАТЕЛЕ

А. В. Аникин, Р. Д. Бердов, Н. Н. Волков, Л. И. Волкова,
И. Н. Гурина, С. М. Цацуев

Исследовательский центр им. М. В. Келдыша, 125438 Москва, Россия
E-mails: toanikin@rambler.ru, berdovrd@mail.ru, volkov@kerc.msk.ru,
volkov-nn-li@mail.ru, gurina@kerc.msk.ru, sergey.tsatsuev@gmail.com

Представлены результаты серии огневых испытаний двух модельных насадков, изготовленных из углеродного композиционного материала, который может быть использован для изготовления насадка крупногабаритного жидкостного реактивного двигателя. В испытаниях использовалась экспериментальная установка, в которой в качестве топлива применяются кислород и водород. Показано, что величины термохимических нагрузок на материал насадка в модельных испытаниях больше, чем в реальных условиях. В каждом эксперименте с использованием термопар и тепловизора проводились измерения температуры внешней поверхности стенки насадков. Определена величина линейного уноса материала стенки за все время испытаний. Показано, что результаты огневых испытаний могут быть использованы при оценке работы крупногабаритного двигателя. Предложена простая аналитическая зависимость для пересчета результатов модельных испытаний по уносу материала на натурные условия.

Ключевые слова: огневые испытания, жидкостный реактивный двигатель, насадки, композиционные материалы.

DOI: 10.15372/PMTF20190111

В настоящее время композиционные материалы широко используются в ракетно-космической технике. Наиболее распространенными материалами, применяемыми при изготовлении теплонагруженных деталей ракетных двигателей, в том числе сопловых насадков, являются углепластики, стеклопластики, углерод-углеродные композиционные материалы (УУКМ), углерод-керамические композиционные материалы (УККМ), УУКМ с защитным покрытием и др. При этом УУКМ и УККМ за счет высокой стойкости к силовым нагрузкам при длительном тепловом воздействии, а также высокой теплоэрозионной стойкости и термостойкости используются при изготовлении сопловых насадков жидкостных ракетных двигателей (ЖРД). Такие насадки устанавливаются, например, в кислородно-водородных двигателях RL10, Vinci. Для создания сопловых насадков ЖРД используются УУКМ, обладающие различными теплофизическими, теплоэрозионными,

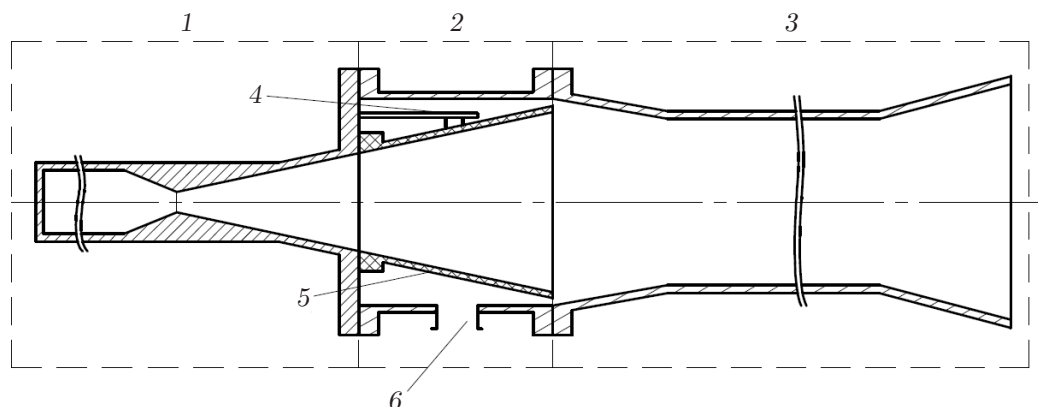


Рис. 1. Схема экспериментальной установки для испытания модельных насадков:
 1 — газогенератор, 2 — барокамера, 3 — газодинамическая труба, 4 — гребенка термопар,
 5 — сопловой насадок, 6 — окно для тепловизора

физико-механическими свойствами [1]. Поэтому на этапе проектирования крупногабаритного ЖРД с сопловым насадком из композиционного материала вследствие сложности проведения натурных испытаний целесообразно выполнять прогнозирование работоспособности крупногабаритных сопловых насадков с помощью расчетных методов, а ряд свойств рассматриваемого УУКМ проверять в модельных испытаниях.

В данной работе приводятся результаты ресурсных испытаний модельных сопловых насадков из УУКМ. На основе этих результатов проводится прогнозирование эффективности работы полноразмерного углерод-углеродного соплового насадка крупногабаритного ЖРД, работающего на кислородно-водородном топливе.

Ресурсные испытания проводились на экспериментальной установке, состоящей из газогенератора, модельного соплового насадка (МСН), барокамеры и диффузора (рис. 1). Газогенератор представляет собой камеру ЖРД, работающую на кислородно-водородном топливе и запитываемую стендовыми системами подачи топлива и охладителя, такие же компоненты топлива используются в крупногабаритном двигателе. Барокамера, расположенная над сопловым насадком, герметично соединяет газогенератор с газодинамической трубой. В области между МСН и барокамерой в ходе огневого испытания (ОИ) создается существенное разрежение, что обеспечивает условия на внешней поверхности стенки МСН, близкие к натурным. Степень расширения МСН в выходном сечении составляет $\bar{d}_a = 8,8$, вследствие высокой степени расширения МСН безотрывное истечение продуктов сгорания возможно только при использовании вспомогательных устройств (в данном случае — газодинамической трубы). Использование газодинамической трубы позволило проводить ресурсные испытания при значениях давления в камере сгорания, равных 8 МПа, что выше давления в камере сгорания рассматриваемого крупногабаритного ЖРД. Параметры модельного газогенератора и крупногабаритного двигателя, а также режимы их работы приведены в табл. 1 (P — давление в камере сгорания, K_m — отношение массовых расходов окислителя и горючего, t — суммарное время работы, P_c — давление на внешней поверхности стенки сопла, S — безразмерная площадь критического сечения, L — безразмерное расстояние от критического сечения до входного сечения соплового насадка, l — продольный размер насадка, H — толщина стенки соплового насадка, f_a — степень расширения соплового насадка).

Модельные насадки изготовлены из УУКМ по одной и той же технологии. Для модельного насадка 1 проводилось два огневых испытания, суммарная длительность которых составила 700 с. Для модельного насадка 2 проводилось одно огневое испытание (ОИ) для

Таблица 1

Параметры модельного газогенератора и крупногабаритного ЖРД и режимы их работы

Тип испытаний	P , МПа	K_M	t , с	P_c , МПа	S	L	l , м	H , мм	f_a
Модельные	8,0	6	700, 440*	$0,005 \div 0,007$	1	1,0	0,16	2,7, 3,3*	$>21,5$
Натурные	5,9	6	≤ 1200	≈ 0	≈ 26	$\approx 2,1$	$\approx 2,00$	5,0	$>118,0$

* Значения указаны для модельных насадков 1 и 2.

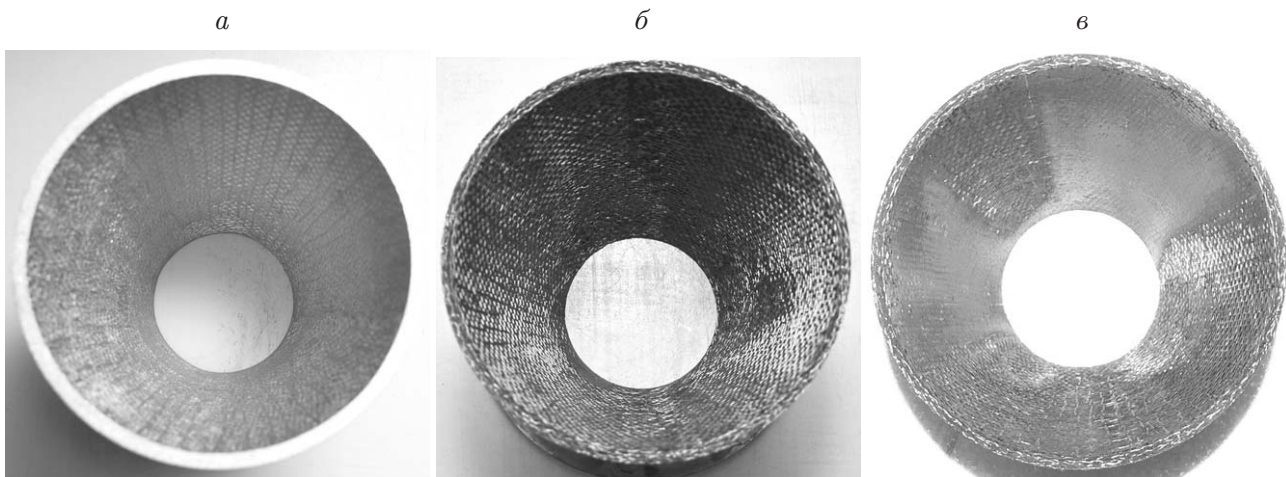


Рис. 2. Модельные сопловые насадки до (а) и после (б, в) ОИ:
а, в — насадок 2, б — насадок 1

тельностью 440 с. Внутренние поверхности МСН до и после испытаний показаны на рис. 2. В ходе каждого ОИ выполнялись измерения температуры внешней поверхности стенки с помощью “прижимных” хромель-алюмелевых термопар и тепловизора “Тандем-470”. Методика измерений описана в работе [2]. Все измерения с использованием термопар и тепловизора проводились в области предполагаемых максимальных температур на поверхности насадка. На рис. 3 приведены зависимости максимальных измеренных температур от времени. Отличие этих температур от температур, измеренных другими термопарами, является незначительным. Различие температур на рис. 3 обусловлено различием толщин стенок МСН 1 и 2 и режимов их испытаний. С целью подтверждения правильности расчетных методов [3], используемых при моделировании условий натурального эксперимента, проведено сравнение экспериментальных и расчетных данных. Для определения теплового состояния насадков и величин уноса материала используется пакет программ [3], созданных на основе алгоритмов, описанных в работах [4, 5]. Полученные экспериментальные результаты, а именно температуры внешних поверхностей стенок, сопоставлены с соответствующими расчетными значениями. Во всех ОИ рассчитанные и измеренные значения температуры хорошо согласуются.

Также проведен расчет распределения по длине МСН температуры на его внутренней и внешней поверхностях в установившемся тепловом режиме (рис. 4). Согласно расчетам максимальная температура на внутренней поверхности стенки насадка в сечении, расположенном на расстоянии от входного сечения МСН, приблизительно равном 70 мм, составляла 1480 К.

В модельных испытаниях давление в камере сгорания было больше, чем в крупногабаритном двигателе, в то время как длина участка, на котором увеличивается толщина

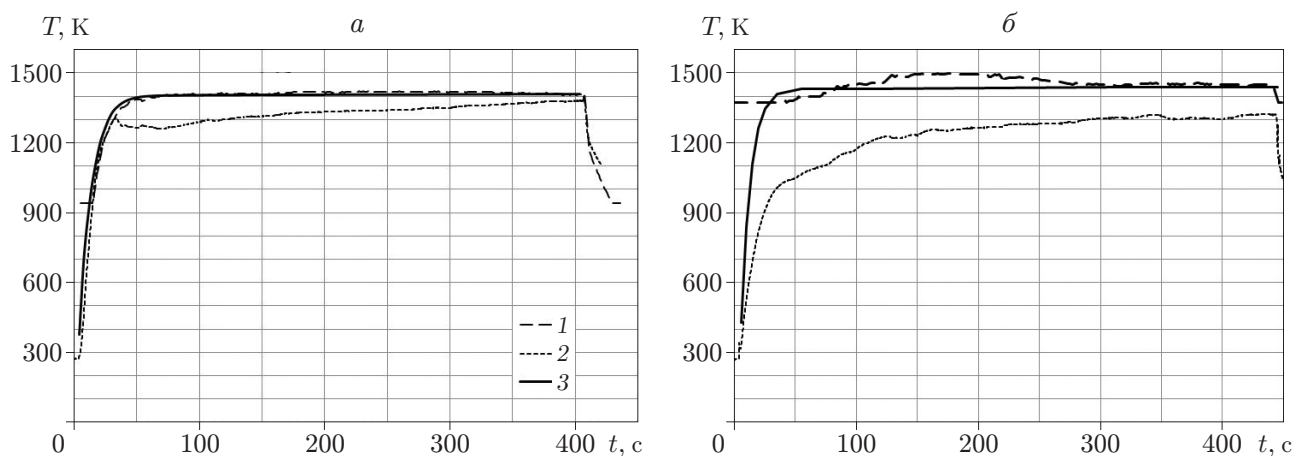


Рис. 3. Зависимости измеренных с помощью тепловизора (1) и термопары (2) и рассчитанных (3) максимальных температур внешней стенки модельного насадка от времени в течение всего времени ОИ:

a — насадок 1, *б* — насадок 2

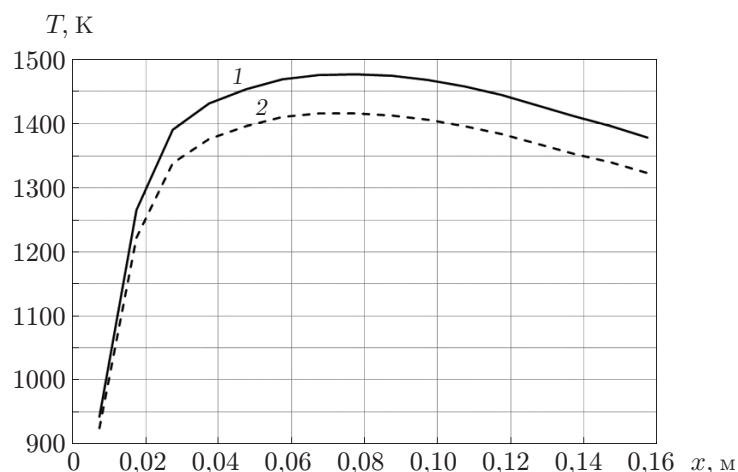


Рис. 4. Расчетное распределение температуры на внутренней (1) и внешней (2) поверхностях насадка 2 по его длине

пограничного слоя, значительно меньше вследствие различий габаритов устройств. При меньших толщинах пограничного слоя и больших давлениях интенсивность теплообмена между потоком и стенками МСН выше. Следует отметить, что в проведенных испытаниях теплообмен на внешней поверхности МСН отличается от теплообмена в натурных испытаниях. Различие конвективных составляющих теплообмена незначительное вследствие малых давлений и скоростей потока в области над соплом. Различие лучистых составляющих теплообмена необходимо учитывать, наиболее существенное влияние оказывает переизлучение от внутренней поверхности барокамеры. Таким образом, в модельных испытаниях тепловой поток на стенке соплового насадка больше, вследствие чего более существен нагрев стенок и больше величина линейного уноса. Насадок 1 отработал в течение 700 с без нарушения целостности его стенок, что позволяет сделать вывод о работоспособности рассматриваемого материала в натурных условиях в течение указанного промежутка времени.

Таблица 2

Максимальные значения величины линейного уноса материала стенки (мм)
модельного насадка 1 после двух ОИ и модельного насадка 2 после одного ОИ

l_i , мм	МСН 1		МСН 2	
	Испытание	Расчет	Испытание	Расчет
57	1,3	1,02	0,8	0,65
76	0,9	0,87	0,6	0,56
95	0,6	0,67	0,3	0,43
115	0,5	0,45	0,2	0,29
134	0,2	0,29	0,2	0,19

Проведено измерение толщин МСН до и после испытаний, определены изменения толщины их стенок в течение всего времени испытаний. Зафиксированы существенные различия величин линейного уноса материала стенки, измеренных по углу, что свидетельствует о неоднородности состава продуктов сгорания и структуры испытываемого материала. Такие же явления могут иметь место при испытаниях крупногабаритных изделий, полноразмерных сопловых насадков, разность температур на внешних поверхностях которых достигает 100 К [6]. Поскольку работоспособность материала в заданных условиях определяется максимальными значениями величины линейного уноса, будем использовать их для дальнейшего пересчета результатов модельных испытаний на условия испытания крупногабаритного двигателя. Максимальные измеренные значения величины линейного уноса материала стенок МСН приведены в табл. 2 (l_i — расстояние от входного сечения насадка до точки, в которой проводились измерения).

Для расчета величины линейного уноса необходимо знать значения кинетических констант процесса разрушения (предэкспоненциального множителя и энергии активации), соответствующие рассматриваемому УУКМ, обтекаемому потоком, содержащим H_2O , OH , H_2 и т. д. Согласно [7] для различных марок графита энергия активации может изменяться в диапазоне от 33,5 до 250,0 кДж/моль, окислителем является воздух, при этом для плотных промышленных графитов энергию активации можно принять равной 190 кДж/моль. Согласно данным [4] УУКМ имеют значения энергии активации, близкие к соответствующим значениям для графита, но значения предэкспоненциального множителя для разных марок материала могут различаться на несколько порядков. Для углеродных композиционных материалов при использовании окислителя $\text{O}_2 + \text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$ значения энергии активации равны 170 кДж/моль [8], при использовании окислителя $\text{O} + \text{O}_2$ — 172 кДж/моль [9]. В соответствии с имеющимися экспериментальными данными можно значения энергии активации и предэкспоненциального множителя принять равными 171,7 кДж/моль и $17,7 \cdot 10^4$ м/с соответственно, а в качестве окислителя использовать $\text{CO}_2 + \text{H}_2\text{O}$. С использованием этих данных проведено сравнение расчетных распределений величины линейного уноса [3] и полученных в результате ресурсных испытаний (см. табл. 2). Используемые расчетные методики и принятые значения кинетических констант окисления УУКМ позволяют с достаточно большой точностью рассчитывать максимальные значения величины линейного уноса для МСН, изготовленных из рассматриваемого УУКМ. Следует отметить, что точность выбора значений кинетических констант оказывает существенное влияние на результаты расчетов.

На основе приведенных выше результатов ресурсных испытаний МСН прогнозировалась эффективность работы крупногабаритного соплового насадка из УУКМ в условиях работы ЖРД. Толщина стенки крупногабаритных насадков задавалась равной 5 мм. В ходе расчетов получены распределения температуры на внешней поверхности натурного на-

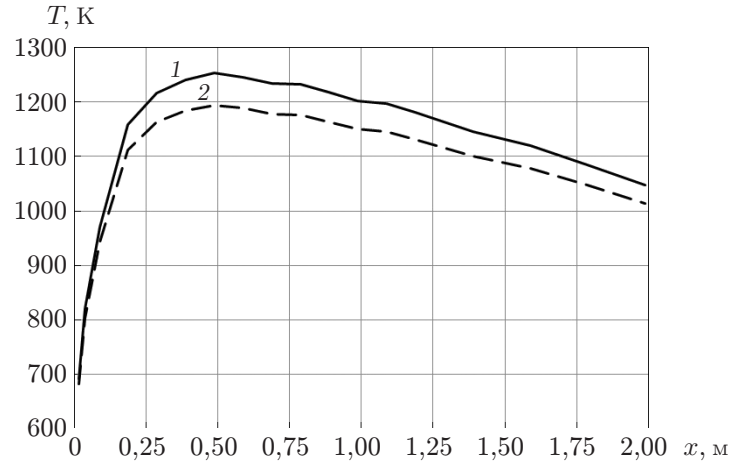


Рис. 5. Распределение температуры крупногабаритного насадка по его длине при $t = 1200$ с:
1 — внутренняя поверхность насадка, 2 — внешняя поверхность

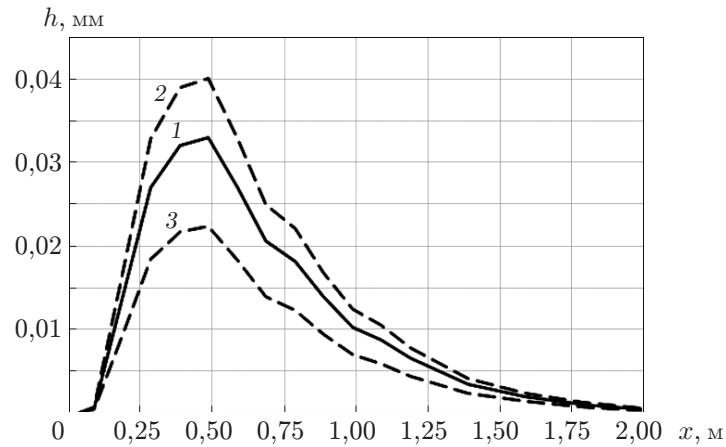


Рис. 6. Распределения рассчитанных (1) и оцененных (2, 3) значений величины линейного уноса материала стенок по длине крупногабаритного насадка:
2 — максимальные значения величины уноса, 3 — минимальные значения величины уноса

садка (рис. 5). Максимальная температура внутренней поверхности насадка равна 1250 К. Рассчитаны распределения величины линейного уноса по длине насадка (рис. 6). Максимальная прогнозируемая величина линейного уноса составляет 0,033 мм при $t = 1200$ с.

Теория взаимодействия материалов с высокотемпературными окислительными потоками и некоторые математические модели расчета величины линейного уноса представлены в работах [4, 7–11]. Полагая, что величина уноса УУКМ стенки определяется только уравнением $C + H_2O \leftrightarrow CO + H_2$, можно записать систему уравнений

$$\dot{m}_w = M_w \frac{p}{RT_w} k \exp \left(- \frac{E}{RT_w} \right) M_C \frac{\bar{C}_{H_2O,w}}{M_{H_2O}}; \quad (1)$$

$$\dot{m}_i = -\bar{C}_{i,w} \dot{m}_w + \frac{\alpha}{c_p} (\bar{C}_{i,e} - \bar{C}_{i,w}); \quad (2)$$

$$\frac{\dot{m}_i}{M_i} = \frac{\nu_i}{\nu_C} \frac{\dot{m}_w}{M_C}; \quad (3)$$

$$\sum \bar{C}_{k,w} = 1, \quad (4)$$

где $\dot{m}_w$ — массовый унос материала стенки, кг/(м² · с); $M_w = \left(\sum \frac{\bar{C}_{k,w}}{M_k} \right)^{-1}$ — молярная масса газа вблизи стенки; $\sum \frac{\bar{C}_{k,w}}{M_k} = \sum \frac{\bar{C}_{i,w}}{M_i} + \sum \frac{\bar{C}_{n,w}}{M_n}$ — сумма молярных долей всех компонентов вблизи стенки; $\bar{C}$ — массовая доля; R — универсальная газовая постоянная, Дж/(моль · К); T_w — температура поверхности стенки, К; p — статическое давление, Па; k — предэкспоненциальный множитель, м/с; E — энергия активации, Дж/кмоль; M — молярная масса, кг/моль; α/c_p — обобщенный коэффициент теплоотдачи, кг/(м² · с); ν — стехиометрический коэффициент реакции; $\dot{m}$ — массовая скорость образования компонента, кг/(м² · с); индексы w, e соответствуют параметрам на стенке и во внешнем потоке, индексы C, H_2O — параметрам компонентов C и H_2O , индексы k, i, n — параметрам продуктов сгорания, компонентов, участвующих в химической реакции с материалом стенки, и химически нейтральных компонентов.

Уравнение (1) является уравнением закона Аррениуса для одного реагирующего вещества с порядком реакции, равным единице; уравнение (2) — уравнением диффузии с учетом предположения о подобии тепло- и массообмена; уравнение (3) — стехиометрическим соотношением для i -го вещества и материала стенки (углерода). Уравнения (2), (3) записываются для каждого участвующего в реакции вещества, кроме C , т. е. для компонентов H_2O, CO, H_2 получаем шесть уравнений, а с учетом (1) и (4) — систему восьми уравнений.

Термодинамические расчеты показывают, что основным окисляющим компонентом продуктов сгорания рассматриваемого кислородно-водородного ЖРД являются пары воды, содержание других окисляющих компонентов незначительно. Таким образом, допустимо предположение, что унос УУКМ стенки определяется только уравнением $C + H_2O \leftrightarrow CO + H_2$. При произвольном составе смеси продуктов сгорания материал стенки может вступать в реакцию не только с H_2O , но и с другими окисляющими компонентами, кроме того, могут протекать реакции между компонентами газовой смеси вблизи стенки. В этом случае для прогнозирования величин линейного уноса материала стенки соплового насадка необходимо решать полную систему уравнений. Алгоритм ее решения описан в работе [4] и реализован в программе [3].

При наличии результатов модельных испытаний прогнозирование эффективности работы насадка в натурных условиях может быть значительно упрощено. Необходимо провести только расчет тепловых потоков. Согласно данным работ [3, 4] процесс окисления материала можно рассмотреть для двух предельных случаев: 1) кинетический режим окисления при малой скорости реакции, когда при “замороженном” пограничном слое концентрации компонентов на стенке можно принять равными концентрациям во внешнем потоке; 2) процесс окисления при больших скоростях реакции, ограниченных скоростью диффузии.

В первом предельном случае массовый унос материала стенки определяется уравнением

$$\dot{m}_w^k = M_e \frac{p}{RT_w} k \exp \left(- \frac{E}{RT_w} \right) B_m, \quad (5)$$

где $B_m = \frac{M_C}{M_e} \sum r_j$ — окислительный потенциал; r_j — молярные доли окисляющих компонентов газовой смеси во внешнем потоке.

Во втором предельном случае при окислении материала концентрация компонентов, участвующих в реакции окисления на стенке, равна нулю и массовый унос материала

стенки определяется уравнением диффузии, которое можно представить в виде

$$\dot{m}_w^D = \frac{\alpha}{c_p} B_m.$$

Введем параметр $f_k^* = \dot{m}_w^k / \dot{m}_w^D$, характеризующий отношение величин массового уноса в двух предельных случаях окисления материала. При $f_k^* \ll 1$ и малой скорости можно режим окисления материала считать кинетическим и массовый унос материала стенки определять уравнением (5). С использованием данных табл. 1 определены значения параметра f_k^* в модельных и натурных испытаниях насадков. В модельных испытаниях при степени расширения насадка $\bar{d}_a > 4,6$ параметр $f_k^* < 0,027$, в натурных испытаниях при $\bar{d}_a > 10,7$ параметр $f_k^* < 2,2 \cdot 10^{-9}$. Следовательно, в данном случае реализуется кинетический режим окисления материала насадков.

Для оценки величины линейного уноса материала стенок крупногабаритного насадка можно использовать уравнение (5), записанное в виде

$$\delta_k = \delta_m \frac{M_{e,n} B_{m,n}}{M_{e,m} B_{m,m}} \frac{p_n}{p_m} \frac{\tau_n^*}{\tau_m^*} \frac{T_m^*}{T_n^*} \exp \left(- \frac{E}{R} \frac{T_m^* - T_n^*}{T_m^* T_n^*} \right), \quad (6)$$

где индексы “н”, “м” соответствуют параметрам натурных и модельных испытаний; δ — величина линейного уноса материала стенки в течение времени τ воздействия продуктов сгорания на поверхность стенки, мм; T^* — температура стенки в установившемся тепловом режиме, К; τ^* — время воздействия продуктов сгорания на стенку, отнесенное к T^* . Время τ^* определяется по формуле

$$\tau^* = \left(T^* \exp \left(- \frac{E}{RT^*} \right) \right)^{-1} \int_0^\tau T_w(\tau) \exp \left(- \frac{E}{RT_w(\tau)} \right) d\tau.$$

В рассматриваемых условиях $M_{e,n} B_{m,n} / (M_{e,m} B_{m,m}) \approx 1$. С использованием данных табл. 2 получены 10 значений величины линейного уноса для каждого расчетного сечения крупногабаритного насадка. Из этих значений выбирались минимальные и максимальные значения (см. рис. 6). Согласно оценкам максимальная величина линейного уноса составляет 0,04 мм.

Таким образом, ресурсные испытания модельных сопловых насадков позволяют получать необходимые данные для прогнозирования работоспособности крупногабаритных насадков из УУКМ.

Проведено сравнение полученных экспериментальных данных с результатами расчетов [3]. Показано, что значения температуры модельных насадков и максимальные значения величины уноса материала хорошо согласуются.

Предложена простая аналитическая зависимость (6), позволяющая выполнить пересчет результатов модельных испытаний на натурные условия. Максимальная величина линейных уносов при оценке составляет 0,04 мм.

Использование предложенного способа пересчета результатов модельных экспериментов на натурные условия позволяет учитывать отличия измеренных данных от расчетных и определять диапазон значений величины линейного уноса материала в натурных условиях.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Потапов А. М.** Композиты: перспективы использования в ракетно-космической технике // Космич. наука и технология. 2015. № 5. С. 69–74.
2. **Mironov V. V., Volkov N. N., Volkova L. I., et al.** Nonintrusive diagnostics of high-temperature media and objects at motor testing // Progress Propuls. Phys. 2009. V. 1. P. 693–700.

3. Волков Н. Н., Волкова Л. И., Волков И. Н., Гурина И. Н., Миронов В. В. Пакет прикладных программ для расчета течения, теплообмена и теплового состояния сопел и сопловых насадков (NASADOK). Роспатент. Свидетельство № 2008610358 от 18.01.2008.
4. Губертов А. М. Газодинамические и теплофизические процессы в ракетных двигателях твердого топлива / А. М. Губертов, В. В. Миронов, Д. М. Борисов и др. М.: Машиностроение, 2004.
5. Волков Н. Н., Волкова Л. И. Эффективность применения газовой завесы для повышения стойкости насадков из композиционных материалов // Авиакосмич. техника и технология. 1999. № 3. С. 43–49.
6. Миронов В. В., Волков Н. Н., Волкова Л. И. и др. Исследование неравномерности смесеобразования в ЖРД по результатам огневых испытаний // Изв. РАН. Энергетика. 2015. № 4. С. 143–151.
7. Полежаев Ю. В. Тепловая защита / Ю. В. Полежаев, Ф. Б. Юревич. М.: Энергия, 1976.
8. Колесников С. А. Сопротивление окислению углерод-углеродных композиционных материалов в диапазоне температур диффузионного торможения // Изв. вузов. Сер. Химия и хим. технология. 2015. Т. 58, № 7. С. 3–9.
9. Горский В. В. Теоретические основы расчета абляционной тепловой защиты. М.: Науч. мир, 2015.
10. Бояринцев В. И., Звягин Ю. В. Исследование разрушения углеграфитовых материалов при высоких температурах // Теплофизика высоких температур. 1975. № 5. С. 1045–1051.
11. Горский В. В., Полежаев Ю. В. Тепло- и массообмен на поверхности стеклографитовых материалов в высокотемпературном газовом потоке // Изв. АН СССР. Механика жидкости и газа. 1972. № 6. С. 71–87.

*Поступила в редакцию 4/V 2018 г.,
после доработки — 31/V 2018 г.
Принята к публикации 25/VI 2018 г.*
