

ВЛИЯНИЕ МАССОВОЙ ДОЛИ СВЯЗУЮЩЕГО В ТЕПЛОЗАЩИТНОМ ПОКРЫТИИ НА ТЕПЛО- И МАССООБМЕН ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ С ВЫСОКОЭНТАЛЬПИЙНЫМ ГАЗОВЫМ ПОТОКОМ

В. И. Зинченко, В. В. Несмелов, А. С. Якимов*, Г. Ф. Костин

Томский государственный университет, 634050 Томск

* Томский университет систем управления и радиоэлектроники, 634050 Томск

Проведено экспериментальное исследование свойств двух модификаций теплозащитного покрытия на основе фенолформальдегидной смолы и углеродной ткани с различным содержанием компонентов в композиции. Результаты использованы для прогнозирования уноса массы материалов методами математического моделирования при их термохимическом разрушении в потоке высокоэнтальпийного газа. Показано, что сокращение массового содержания полимерного связующего неоднозначно влияет на скорость уноса массы вследствие изменения теплофизических характеристик и возрастания толщины реагирующего слоя при длительных временах внешнего теплового воздействия.

Одна из важнейших технических задач, связанных с оптимизацией тепловой защиты, — снижение отрицательного влияния вдува продуктов термического разложения в пограничный слой на аэродинамические характеристики летательного аппарата при входе в плотные слои атмосферы. Повышение устойчивости движения может быть достигнуто за счет направленного вдува с боковой поверхности и закрутки спускаемого аппарата на баллистическом участке траектории. Для достижения положительного эффекта необходимо использовать теплозащитные материалы (ТЗМ) с оптимальным соотношением массовых долей полимерного связующего и тугоплавкого наполнителя в композиции. Данная проблема достаточно сложна, поскольку необходимо учитывать действие многих взаимосвязанных процессов, таких как прогрев материала, термическая деструкция полимерного связующего, гетерогенные реакции окисления на внешней поверхности и внутри пористого коксового слоя теплозащитного покрытия (ТЗП), термическое расширение, зависимость коэффициентов тепло- и массопереноса от температуры и скорости нагрева. По этой причине решение задачи требует комплексного подхода, связанного с проведением экспериментальных исследований для определения свойств ТЗМ, различающихся по составу, и использования методов математического моделирования процессов

тепло- и массообмена и разрушения, позволяющих прогнозировать унос массы ТЗП в заданных условиях теплового воздействия.

В настоящей работе исследованы две модификации ТЗМ на основе фенолформальдегидного связующего и углеродного волокна: УФК-1 с плотностью 1350 кг/м^3 и массовым содержанием смолы 42 % и УФК-2 с плотностью 1380 кг/м^3 и содержанием смолы 34,76 %.

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

Лабораторные испытания образцов УФК-1 и УФК-2 проводили на установке [1], состоящей из источника конвективного нагрева, автоматического весоизмерительного устройства и регистрирующей аппаратуры. При проведении эксперимента образцы из углепластика в виде цилиндра диаметром 10 и длиной ≈ 10 мм подвергали одностороннему нагреву в потоке высокотемпературного газа. При нагреве по методике, подробно описанной в [1], одновременно регистрировали температуру $T_{s,i}$ в нескольких точках по сечению образца на расстоянии y_i от нагреваемой поверхности и изменение массы M в зависимости от времени t (i — количество термодатчиков в образце). Схема обтекания образца и его оснастки, а также результаты измерения температуры $T_s(y_i, t)$ и потери массы $\Delta M(t) = M_0 - M(t)$ (M_0 — масса образцов в исходном состоянии) при отжиге в потоке нагревающего газа в одинаковых условиях теплообмена

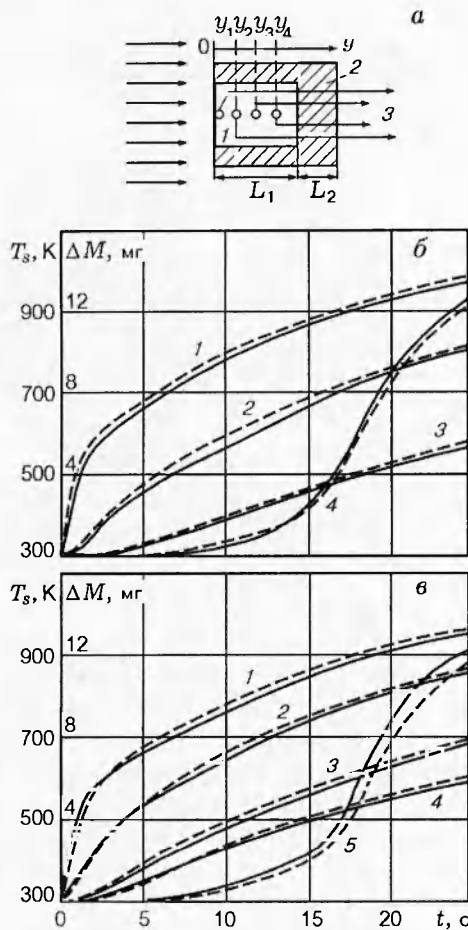


Рис. 1. Принципиальная схема эксперимента (а), зависимости температуры $T_s(y, t)$ на различных расстояниях от нагреваемой поверхности и уноса массы углепластиков ΔM от времени (б, в):

а. 1 — образец, 2 — теплоизоляция, 3 — термопары; б — УФК-1, 1-3 — T_s , 4 — ΔM ; y , мм: 1 — 0, 2 — 0,85, 3 — 2,7; в — УФК-2, 1-4 — T_s , 5 — ΔM ; y , мм: 1 — 0, 2 — 0,85, 3 — 2,4, 4 — 3,35; сплошная линия — эксперимент, штриховая — численный расчет

показаны на рис. 1.

Для контроля за тепловой обстановкой поле проведения испытаний с ТЗМ в поток вводился специальный датчик из неразрушающегося при нагреве материала с известными теплофизическими характеристиками (асбоцемент), который по форме и размерам был идентичен исследуемому образцу. Измеряли температуру датчика $T_d(y_*, t)$ на заданном расстоянии y_* от нагреваемой поверхности и скорость ее изменения $dT_d(y_*, t)/dt$. По известным из эксперимента значениям этих величин и по начальной температуре T_0 находили коэффициент теплоотдачи α_0 и температуру газовой

потока T_e . Метод решения обратной задачи заключался в следующем. При $t_* < h_d^2/a_d$ (t_* — время нагрева; h_d — толщина датчика; $a_d = \lambda_d/\rho_d c_{p,d}$, λ_d , ρ_d , $c_{p,d}$ — теплопроводность, плотность, теплоемкость материала датчика) задачу о взаимодействии инертного образца (датчика) с высокотемпературным потоком газа математически можно описать уравнением теплопроводности с граничными условиями третьего рода:

$$\rho_d c_{p,d} \frac{\partial T_d}{\partial t} = \lambda_d \frac{\partial^2 T_d}{\partial y^2}; \quad (1)$$

$$T_d(y, 0) = T_d(\infty, t) = T_0, \quad \frac{\partial T_d(\infty, t)}{\partial y} = 0, \quad (2)$$

$$-\lambda_d \frac{\partial T_d(0, t)}{\partial y} = \alpha_0(T_e - T_{w,d}),$$

где $T_{w,d}$ — температура нагреваемой поверхности; y — пространственная координата, направленная от поверхности в глубину тела.

Аналитические решения задачи (1), (2) для $T_d(y_*, t)$ и $dT_d(y_*, t)/dt$ при постоянных значениях α_0 и T_e имеют вид [2]

$$T_d = T_0 + (T_e - T_0)[F(z_2) - F(z_1)] \exp(-z_1^2), \quad (3)$$

$$\frac{dT_d}{dt} = (T_e - T_0) \frac{(z_2 - z_1)^2}{t} \times \left[\frac{1 - \sqrt{\pi}(z_2 - z_1)}{\sqrt{\pi}(z_2 - z_1)} + F(z_2) \right] \exp(-z_1^2), \quad (4)$$

где

$$F(z_i) = 1 - (1 - \operatorname{erf} z_i) \exp z_i^2;$$

$$\operatorname{erf} z_i = 2\pi^{-1/2} \int_0^{z_i} \exp(-x^2) dx, \quad i = 1, 2;$$

$$z_1 = y_*/2\sqrt{a_d t}; \quad z_2 = z_1 + \alpha_0 \sqrt{a_d t}/\lambda_d.$$

Решая систему уравнений (3), (4), получим выражение для определения α_0 по известным из эксперимента величинам T_0 , $T_d(y_*, t)$, $dT_d(y_*, t)/dt$:

$$\frac{dT_d}{dt} \frac{1}{T_d - T_0} t = (z_2 - z_1) \frac{\pi^{-1/2} - (z_2 - z_1)[1 - F(z_2)]}{F(z_2) - F(z_1)}, \quad (5)$$

$$\alpha_0 = \frac{\lambda_d}{N \sqrt{a_d}} \sum_{j=1}^N \frac{z_{2,j} - z_{1,j}}{\sqrt{t_j}},$$

Таблица 1

Результаты расчета параметров α_0 , T_e по показаниям датчика

t_j , с	$T_{e,j}$, К	$\frac{dT_{s,j}}{dt}$, К/с	$z_{1,j}$	$z_{2,j}$	$\alpha_{0,j}$, Вт/(м ² · К)	$T_{e,j}$, К
1	304	19,0	1,039	1,167	93	1143
2	325	21,5	0,735	0,918	94	1132
3	350	21,4	0,600	0,844	102	1138
4	370	19,2	0,519	0,805	104	1121
5	389	17,5	0,465	0,784	103	1132
6	405	15,8	0,424	0,769	102	1135
7	419	14,3	0,393	0,766	102	1127
8	432	13,2	0,367	0,751	98	1146
9	444	12,2	0,346	0,758	100	1135
10	455	11,3	0,328	0,754	98	1142

Примечание. $\lambda_d = 0,349$ Вт/(м · К), $\rho_d = 1800$ кг/м³, $c_{p,d} = 837$ Дж/(кг · К), $y_* = 1$ мм, $T_0 = 295$ К. Средние значения: $\langle \alpha_0 \rangle = 100$ Вт/(м² · К), $\langle T_e \rangle = 1135$ К; доверительный интервал при уровне значимости 0,05: ± 3 Вт/(м² · К) и ± 5 К.

где N — количество точек $T_{d,j}$, $dT_{d,j}/dt$ на временном интервале $0 < t_j < t_*$. После определения α_0 из (5) находим температуру газового потока T_e из (3) или (4). Результаты расчета α_0 , T_e по показаниям датчика из асбестового элемента для условий эксперимента, представленного на рис. 1, приведены в табл. 1. Прямые измерения с помощью термопары из хромель-алюмелевой проволоки диаметром 0,2 мм показали, что регистрируемые значения температуры лежат в пределах доверительного интервала, рассчитанного по данным табл. 1.

Следует отметить, что описанный метод можно использовать для определения параметров газового потока α_0 , T_e в том случае, когда прямые измерения температуры T_e невозможны.

Из рис. 1 видно, что при достижении на поверхности образцов из ТЗМ температуры $T_w > 600$ К в подповерхностном слое начинаются деструктивные превращения, сопровождающиеся выделением газообразных продуктов термического разложения полимерного связующего. При этом из сравнения кривых следует, что несмотря на одинаковые условия теплообмена уменьшение содержания связующего в ТЗП фактически не приводит к снижению уноса массы. Так, при $T_w \approx 800, 850, 900$ К для УФК-1 $\Delta M = 0,7; 1,7; 5,0$ мг, для УФК-2 $\Delta M = 1,5; 2,5; 7,5$ мг.

Аналогичные данные получены при одностороннем нагреве материалов на установке лучистого нагрева типа УРАН-1 [3] в течение 60 с при постоянном тепловом потоке

$\approx 2 \cdot 10^6$ Вт/м² (табл. 2).

Вероятной причиной увеличения потери массы на образцах с более низким содержанием полимерного связующего является увеличение глубины реагирующего слоя, связанное с повышением коэффициента теплопроводности материала (a_s). Действительно, сокращение массовой доли фенолформальдегидной смолы в композиции приводит к относительному возрастанию содержания углеродных волокон, обладающих высокой теплопроводностью и, в конечном итоге, к увеличению коэффициента a_s и ширины зоны прогрева.

Для проверки этой гипотезы по методике [4] были проведены оценки теплофизических характеристик материалов при различных температурах и скоростях нагрева. Образцы разогревали электрическим током, а затем охлаждали в атмосфере инертного газа (азот). В процессе нагрева и охлаждения измеряли температуру образцов. По кривым охлажде-

Таблица 2

Результаты испытаний образцов УФК-1 и УФК-2 на установке лучистого нагрева УРАН-1

Угле-пластик	M_0 , мг	M_k , мг	ΔM , мг	$(\rho v)_w$, 10^{-2} кг/(м ² · с)
УФК-1	1,039	0,890	0,149	3,16
УФК-2	1,083	0,887	0,197	4,17

Примечание. M_k — масса УФК после отжига; $(\rho v)_w = S^{-1}(M_0 - M_k)/t_k$, где S — площадь нагреваемой поверхности, t_k — время отжига.

Таблица 3

Теплофизические характеристики углепластиков

ρ_s , кг/м ³	УФК-1			УФК-2		
	λ_s , Вт/(м·К)	$c_{p,s}$, Дж/(кг·К)	a_s , 10 ⁻⁷ м ² /с	λ_s , Вт/(м·К)	$c_{p,s}$, Дж/(кг·К)	a_s , 10 ⁻⁷ м ² /с
1380	—	—	—	0,72	986	5,29
1350	0,48	850	3,45	0,90	1260	5,29
1300	0,56	1230	3,50	0,96	1420	5,20
1200	0,58	1400	3,45	0,98	1580	5,17
1100	0,59	1530	3,51	1,00	1730	5,25
1000	0,62	1700	3,65	1,03	1890	5,45
900	0,83	2080	4,43	1,21	2220	6,06
800	1,41	2580	7,12	—	—	—

ния определяли теплопроводность λ_s и теплоемкость $c_{p,s}$ материалов. После испытаний измеряли массу и линейные размеры образцов, вычисляли их плотность ρ_s .

В работах [4, 5] показано, что для материалов, претерпевающих при нагревании разрушение вследствие термической деструкции компонентов, с увеличением темпа нагрева происходит смещение зависимостей $\lambda_s(T_s)$ и $c_{p,s}(T_s)$ по температурной шкале из-за сдвига реакции пиролиза в высокотемпературную область. Результаты определения значений λ_s и $c_{p,s}$ при различных скоростях нагрева обобщены в виде универсальных зависимостей $\lambda_s(\rho_s)$ и $c_{p,s}(\rho_s)$, где ρ_s — плотность материала в момент завершения отжига [4]. Это позволяет при математическом моделировании теплового состояния ТЗП однозначно находить значения λ_s и $c_{p,s}$ по величине ρ_s , изменяющейся в зависимости от времени t и глубины прогрева покрытия. Значения ρ_s рассчитываются из уравнения химической кинетики

$$\frac{d\rho_s}{dt} = -k_0(\rho_s - \rho_k)^n \exp\left(-\frac{E}{RT_s}\right) \quad (6)$$

при известных термокинетических константах термического разложения: E — энергии активации, k_0 — предэкспоненте, n — порядке реакции. Здесь R — универсальная газовая постоянная, ρ_k — плотность материала после отжига.

Результаты определения величин λ_s , $c_{p,s}$, a_s для УФК-1, УФК-2 при различных значениях плотности материалов в момент завершения отжига приведены в табл. 3. Из таблицы видно, что сокращение доли полимерного связующего приводит к возрастанию коэффициента температуропроводности примерно в 1,5 раза, а следовательно, к увеличению толщины

прогретого слоя и вовлечению в процесс пиролиза дополнительной массы активного компонента. Из уравнения (6) следует, что на значение текущей плотности ТЗП существенно влияет величина ρ_k . Она определяется как суммарная масса инертного наполнителя и коксового остатка, образующегося при термическом разложении полимерного связующего, на единицу объема прореагировавшего материала и может быть вычислена по формуле

$$\rho_k = \rho_0[1 - \varphi(1 - K)], \quad (7)$$

где ρ_0 — плотность ТЗМ в исходном состоянии, φ — массовая доля смолы, K — коксовое число.

Величину K , определяющую массовую долю твердых продуктов реакции, обычно находят по результатам испытаний на дериватографе по предельному уровню газификации полимера и считают ее постоянной при математическом моделировании прогрева и разрушения ТЗП. Так, в работе [6] на основании термогравиметрических измерений сделан вывод о том, что после теплового разложения фенольного связующего 50 % массы смолы остается в обуглившемся материале. В то же время в [5] указывалось, что в связи с релаксационным характером процесса термической деструкции для полимеров характерно стремление реакции к завершению в условиях термостабилизации при заданной температуре отжига, т. е. K в общем случае является функцией температуры.

Для определения коксового числа образцы УФК-1, УФК-2 медленно разогревали в атмосфере инертного газа до температуры $T_{s,i}$ ($i = 1, \dots, N$, N — количество точек в исследуемом диапазоне температур), выдерживали при этой температуре до полного прекращения потери массы, затем охлаждали до комнатной температуры и взвешивали на аналитических

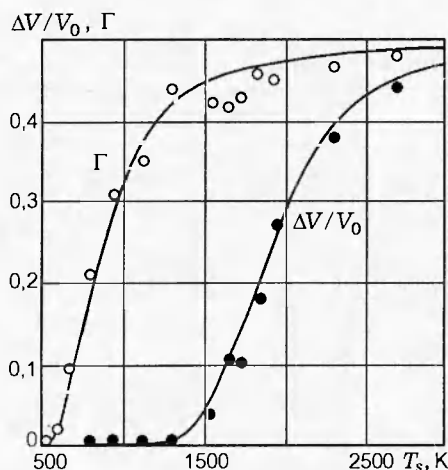


Рис. 2. Зависимости относительного изменения объема и степени газификации углепластиков от температуры термостабилизации

весах. Значения $K(T_{s,i})$ определяли по формуле

$$K(T_{s,i}) = 1 - \frac{1}{\varphi} \frac{M_0 - M(T_{s,i})}{M_0},$$

где $M(T_{s,i})$ — масса образца после термостабилизации при температуре $T_{s,i}$. Кроме того, определяли относительное изменение объема образцов: $\Delta V/V_0 = (V_i - V_0)/V_0$ (здесь V_0 , V_i — объем образца до и после проведения опыта). Результаты испытаний (рис. 2) показывают, что при $500 < T_s < 1000$ К изменение плотности углепластика происходит в результате термического разложения фенолформальдегидной смолы, сопровождающегося выделением газообразных продуктов пиролиза. Предельное значение коэффициента газификации $\Gamma = 1 - K$ достигается при $T_s > 2000$ К и составляет $\approx 50\%$ массы полимерного связующего, что согласуется с выводами работы [6]. В то же время каждому значению температуры соответствует собственное значение K_i . При $T_s > 1000$ К начинается процесс объемного расширения, обусловленный термическим расширением волокон углеродной ткани и ослаблением связей между компонентами композиции вследствие пиролиза смолы. Этот процесс превалирует при формировании структуры УФК для $T_s > 1300$ К и приводит к дополнительному увеличению пористости материала и, следовательно, к уменьшению ρ_k . Таким образом, структура материала формируется как бы в две стадии: за счет термической деструкции связующего и за счет объемного расширения, что непосредственно отражается на изменении плотности ТЗП при нагреве. По этой причине

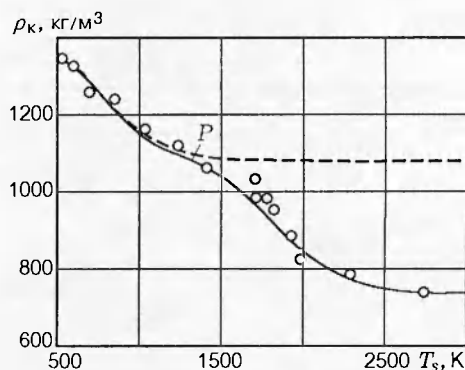


Рис. 3. Зависимость плотности коксового остатка УФК-1 от температуры термостабилизации:

штриховая линия — расчет по формуле (7), сплошная — по формуле (8), точки — эксперимент

при математическом моделировании термохимического разрушения ТЗП формулу (7) можно использовать лишь при температурах прогрева, не превышающих ≈ 1000 К. Для высокотемпературной области необходимо учитывать процесс объемного расширения. При этом формула (7) будет иметь вид

$$\rho_k = \rho_0 \frac{1 - \varphi(1 - K)}{1 + \Delta V/V_0}. \quad (8)$$

В качестве примера на рис. 3 приведены результаты расчета по формулам (7) и (8) в сравнении с результатами эксперимента. Видно, что кривая $\rho_k(T_s)$ имеет точку перегиба P в диапазоне температур $1000 < T_s < 1300$ К, где происходит смена механизма формирования структуры материала. Эта точка условно разделяет две стадии процесса. Кроме того, очевидно, что оценка ρ_k по предельному уровню газификации приводит к результату, который значительно превышает наблюдаемый в эксперименте и учитывает лишь изменение плотности материала вследствие термического разложения полимерного связующего. Так, для УФК-1 при $T_s \approx 2900$ К расчет по формуле (7) дает значение $\rho_k \approx 1067$ кг/м³, в то время как оценки по формуле (8) с учетом изменения $\Delta V/V_0$ приводят к результату $\rho_k \approx 720$ кг/м³, что согласуется с данными эксперимента.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛО- И МАССООБМЕНА ПРИ ТЕРМОХИМИЧЕСКОМ РАЗРУШЕНИИ ТЗП

Представляет интерес оценка уноса массы теплозащитного материала при различных условиях внешнего теплового воздействия и

влияния на этот процесс количественного соотношения наполнителя и связующего в композиции. Для этой цели воспользовались математической моделью, включающей уравнение химической кинетики (6) и уравнения сохранения энергии для пластины из слоя ТЗМ на подложке из инертного материала:

$$\rho_s c_{p,s} \frac{\partial T_s}{\partial t} - c_{p,r} G \frac{\partial T_s}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \right) + \dot{Q} \frac{d\rho_s}{dt}, \quad (9)$$

$$\rho_{\pi} c_{p,\pi} \frac{\partial T_{\pi}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{\pi} \frac{\partial T_{\pi}}{\partial y} \right), \quad G - \int_y^{L_1} \frac{d\rho_s}{dt} dy \quad (10)$$

с начальными и граничными условиями

$$t = 0, \quad T_s = T_{\pi} = T_0, \quad \rho_s = \rho_0, \quad (11)$$

$$q_w - (\rho v)_w (h_w - h_w^{(1)}) + A_{\text{эф}} \sigma (T_s^4 - T_w^4) = -\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \Big|_{y=0}, \quad (12)$$

$$q_w = \frac{\alpha}{c_p} (h_e - h_w), \quad \frac{\alpha}{c_p} = \left(\frac{\alpha}{c_p} \right)_0 - \gamma (\rho v)_w, \quad (13)$$

$$J_{j,w} + (\rho v)_w c_{w,j} = (\rho v)_w c_{w,j}^{(1)}, \quad j = 1, \dots, B, \quad (14)$$

$$\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial y} \Big|_{y=L_1-0} = \lambda_{\pi} \frac{\partial T_{\pi}}{\partial y} \Big|_{y=L_1+0}, \quad T_s \Big|_{y=L_1-0} = T_{\pi} \Big|_{y=L_1+0}, \quad (15)$$

$$\lambda_s \frac{\partial T_{\pi}}{\partial y} \Big|_{y=L_2-0} = 0, \quad (16)$$

$$(\rho v)_w = -G_w, \quad h_w = \sum_{j=1}^B h_j c_{w,j}, \quad \beta = \beta_j = \alpha/c_p,$$

$$\gamma = 0,2 \left(\frac{m_e}{m_w} \right)^{0,35}, \quad m_w^{-1} = \sum_{j=1}^B c_{w,j} / m_j,$$

$$J_{w,j} = \beta_j (c_{w,j} - c_{e,j}),$$

где h — энтальпия; G — массовый расход газообразных продуктов разложения связующего; \dot{Q} — тепловой эффект; $(\rho v)_w$ — скорость уноса массы с поверхности ТЗП за счет пиролиза смолы; β — коэффициент массообмена; $A_{\text{эф}}$ — приведенный коэффициент излучательной способности; σ — постоянная Стефана — Больцмана; $(\alpha/c_p)_0$ — коэффициент теплообмена при отсутствии вдува в пограничный слой; $c_{w,j}$ — массовые концентрации компонентов на границе раздела газообразной и твердой фаз; L_1, L_2 — толщины ТЗП и подложки; m_j — молекулярные массы компонентов; γ — коэффициент ослабления при турбулентном режиме

течения в пограничном слое; B — число компонентов продуктов пиролиза ТЗП. Индекс s соответствует ТЗП, w — нагреваемой поверхности, e — параметрам на внешней границе пограничного слоя, 0 — начальным значениям, «п» — подложке, индекс сверху — характеристикам вдуваемого газа со стороны образца УФК. По модели (6), (9)–(16) были проведены расчеты полей температур и скорости уноса массы двух модификаций ТЗП при их термохимическом разрушении в потоке высокоэнтальпийного газа.

При численном интегрировании краевой задачи (6), (9)–(16) использовали следующие данные: $E = 83 \cdot 10^3$ Дж/моль, $k_0 = 3,15 \cdot 10^4$ с⁻¹, $Q = 3,35 \cdot 10^5$ Дж/кг, $n = 1$ [4, 6]; $L_1 = 9,6 \cdot 10^{-3}$ м, $L_2 = 2 \cdot 10^{-3}$ м, $A_{\text{эф}} = 0,9$ [1]; теплофизические характеристики материалов задавали в виде зависимостей $\lambda_s(\rho_s)$, $c_{p,s}(\rho_s)$ из табл. 3; плотность коксового остатка определяли по формуле (8) с учетом изменения величин K и $\Delta V/V_0$ в зависимости от температуры (см. рис. 2).

Расчет температур T_s в различных точках по глубине ТЗП и интегрального уноса массы ΔM от времени t , проведенный для условий лабораторного эксперимента, показал хорошее согласование расчетных и экспериментальных кривых $T_s(y, t)$ и $\Delta M(t)$ (см. рис. 1). В то же время обращают на себя внимание данные по величине скорости уноса массы $(\rho v)_w = S^{-1}(d\Delta M/dt)$, которые представлены в табл. 4. В начальные моменты времени $t < 15$ с скорость выделения газообразных компонентов $(\rho v)_w$ для УФК-1 выше, чем для УФК-2. При $t > 15$ с, несмотря на более низкие значения температуры на поверхности, значения $(\rho v)_w$ для УФК-2 выше, чем для УФК-1, причем эта тенденция сохраняется вплоть до времени прогрева 50 с. Очевидно, что скорость уноса массы в различные от начала нагрева моменты времени зависит как от содержания химически активного компонента (смолы) в материале, так и от толщины зоны термохимического разрушения δ . Значение δ определяется глубиной прогрева (т. е. теплофизическими свойствами вещества) и температурой начала реакции термической деструкции полимерного связующего ($T_{н,р}$), зависящей от условий внешнего теплового воздействия [7].

Расчет профилей температур и распределения плотности по глубине ТЗП (рис. 4) показал, что для условий лабораторного эксперимента $T_{н,р} \approx 635$ К, что соответствует измене-

Таблица 4

Значения температуры поверхности, скорости уноса массы и толщины зоны разрушения в различные моменты времени

t, c	УФК-1			УФК-2		
	T_w, K	$(\rho v)_w, 10^{-3} \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$	$\delta, \text{ мм}$	T_w, K	$(\rho v)_w, 10^{-3} \text{ кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$	$\delta, \text{ мм}$
—	300	—	—	300	—	—
5	703	0,23	0,30	669	0,09	0,20
10	819	3,80	0,95	771	1,71	0,90
15	909	11,50	1,50	850	7,07	1,65
20	953	11,20	2,01	900	11,12	2,20
25	974	9,27	2,40	930	10,48	2,78
30	987	8,32	2,75	946	9,30	3,25
35	999	7,70	3,05	957	8,57	3,70
40	1008	7,23	3,35	969	8,14	4,10
45	1016	6,90	3,65	978	7,87	4,50
50	1023	6,60	3,95	988	7,72	4,95

нию плотности ρ_s в приповерхностном слое на $0,1 \text{ кг}/\text{м}^3$. Анализ данных табл. 4, где приведены расчетные значения величины δ для двух исследуемых ТЗМ, показывает, что до момента $t \approx 15 \text{ с}$ основное влияние на $(\rho v)_w$ оказывает массовое содержание связующего в композиции и значение $(\rho v)_w$ для УФК-1 выше, чем

для УФК-2. При $t > 15 \text{ с}$ из-за различий теплофизических характеристик материалов значение δ для УФК-2 становится больше, чем для УФК-1, что приводит к увеличению скорости уноса массы УФК-2 по сравнению с УФК-1.

Аналогичное изменение скорости уноса массы от времени наблюдается при повышенных тепловых нагрузках. На рис. 5 приведены результаты расчета при переменном тепловом потоке $q_w(t)$, моделирующем условия внешнего теплового воздействия при движении летательного аппарата по заданной траектории. В расчетах вместо уравнения (12) использовали упрощенное условие теплового баланса на границе раздела сред:

$$-\lambda_s \left. \frac{\partial T_s}{\partial y} \right|_{y=0} = q_w - \varepsilon \sigma T_w^4,$$

где ε — коэффициент излучательной способности.

Анализ данных на рис. 5 показывает, что до момента времени $t \approx 5,5 \text{ с}$ скорость уноса массы ТЗП на основе УФК-1 за счет пиролиза связующего преобладает над скоростью уноса массы ТЗП на основе УФК-2. В момент $t = 5,5 \text{ с}$ наблюдается пересечение кривых $(\rho v)_{w,1}$ и $(\rho v)_{w,2}$, а в последующие моменты времени $(\rho v)_{w,2} > (\rho v)_{w,1}$. Следует отметить, что для более высоких значений теплового потока, когда $T_w > 2500 \text{ К}$, процесс разрушения будет определяться в основном реакциями на поверхности ТЗП. Об этом свидетельствуют данные работы [8], где приведены соотношения скоростей уноса массы за счет пиролиза и поверхностных химических реакций.

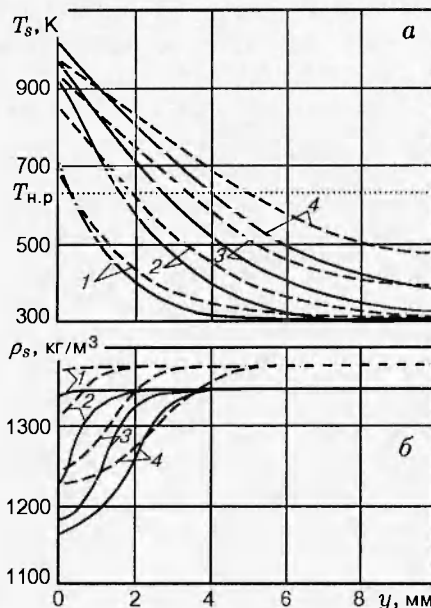


Рис. 4. Распределения температуры (а) и плотности (б) по глубине образца в различные моменты времени:

сплошные линии — УФК-1, штриховые — УФК-2; t, c : 1 — 5, 2 — 15, 3 — 30, 4 — 50

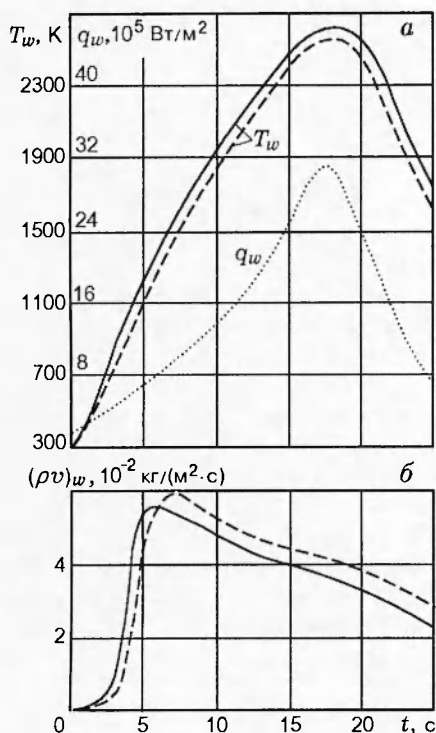


Рис. 5. Зависимости температуры поверхности, теплового потока (а) и скорости уноса массы (б) от времени:

сплошные линии — УФК-1, штриховые — УФК-2

Таким образом, полученные данные позволяют сделать вывод о том, что снижение массовой доли связующего в теплозащитном покрытии вследствие изменения теплофизических свойств материала неоднозначно влияет на скорость уноса массы. Увеличение ширины зон прогрева и разрушения для материалов с более низким содержанием смолы при длительных временах теплового нагружения приводит к росту скорости выделения газообразных компонентов и, следовательно, не обеспечивает снижения отрицательного влияния вдува продуктов разложения в пограничный слой

на аэродинамические характеристики. Это следует иметь в виду при использовании новых модификаций теплозащитных материалов.

Авторы выражают благодарность В. П. Марусину за проведение испытаний на установке лучистого нагрева УРАН-1.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (код проекта 96-01-00964).

ЛИТЕРАТУРА

1. Зинченко В. И., Несмелов В. В., Якимов А. С. Исследование термохимического разрушения углефенольного композиционного материала в потоке высокотемпературного газа // Физика горения и взрыва. 1995. Т. 31, № 1. С. 80–88.
2. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М.: Высш. шк., 1967.
3. Оптические печи / Г. Г. Лопатина, В. П. Сасоров, Б. В. Спицын, Д. В. Федосеев М.: Металлургия, 1969.
4. Несмелов В. В. Влияние темпа нагрева на характеристики теплопереноса при термической деструкции фенольного углепластика // Физика горения и взрыва. 1993. Т. 29, № 6. С. 53–58.
5. Полежаев Ю. В., Юревич Ф. Б. Тепловая защита. М.: Энергия, 1976.
6. Шнайдер, Долтон, Рид. Механическая эрозия обугливающегося аблирующего материала при наземных испытаниях и в условиях спуска в атмосфере // Ракет. техника и космонавтика. 1968. Т. 6, № 1. С. 76–87.
7. Несмелов В. В., Исаков Г. Н., Задорина Е. Н., Вишневский Г. Е. Новые данные о закономерностях термодеструкции полимеров при конвективном теплообмене // Докл. АН СССР. 1987. Т. 292, № 5. С. 1123–1126.
8. Зинченко В. И., Костин Г. Ф., Якимов А. С. Расчет характеристик теплообмена при разрушении теплозащитного материала // Физика горения и взрыва. 1994. Т. 30, № 4. С. 76–84.

Поступила в редакцию 3/XII 1996 г.,
в окончательном варианте — 17/IV 1998 г.