

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ И АНАЛИЗ МЕХАНИЗМОВ ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗРУШЕНИЯ АРМИРОВАННЫХ ПЛАСТИКОВ ПРИ НАГРЕВЕ ИЗЛУЧЕНИЕМ

Приведены результаты экспериментальных исследований и дан сравнительный анализ механизмов термического разрушения армированных пластиков при нагреве излучением. Полученные результаты могут быть использованы при оценке теплозащитных характеристик материалов системы теплозащиты в условиях воздействия мощных потоков излучения, соответствующих входу летательных аппаратов в атмосферу со сверхорбитальными скоростями.

При входе спускаемого аппарата (СА) в атмосферу со сверхорбитальной скоростью на его поверхность воздействует мощный тепловой поток с преобладающей долей радиационной (лучистой) составляющей в суммарном тепловом потоке, достигающей 50 МВт/м^2 и более [1]. Это существенно может повлиять на механизм термического разрушения и теплозащитные характеристики аблирующих теплозащитных материалов (ТЗМ), применяемых в системах тепловой защиты СА. Оценка теплозащитных характеристик перспективных космических аппаратов, осуществляющих вход в атмосферу со сверхорбитальными скоростями, и механизм взаимодействия теплозащитного покрытия с воздействующим тепловым потоком могут быть получены только в результате экспериментальных исследований на установках, обеспечивающих плотность теплового потока, близкую натурным условиям. В настоящей работе использована установка на основе твердотельных оптических квантовых генераторов непрерывного излучения.

В работах [2, 3] приведены результаты экспериментальных исследований начальной стадии инициирования термического разрушения и стадии развитой абляции армированного пластика с упорядоченной макроструктурой — слоистого стеклотекстолита СТЭФ — при нагреве концентрированным потоком излучения. В настоящей работе приведены результаты исследований термического разрушения армированных пластиков с хаотической макроструктурой и различным составом композиции (наполнитель и связующее).

Экспериментальные исследования проведены на установке, схема и общий вид которой показаны на рис. 1. Источником излучения служит блок из шести оптических квантовых генераторов (ОКГ) 1, смонтированных на шестигранной сварной раме 13, установленной

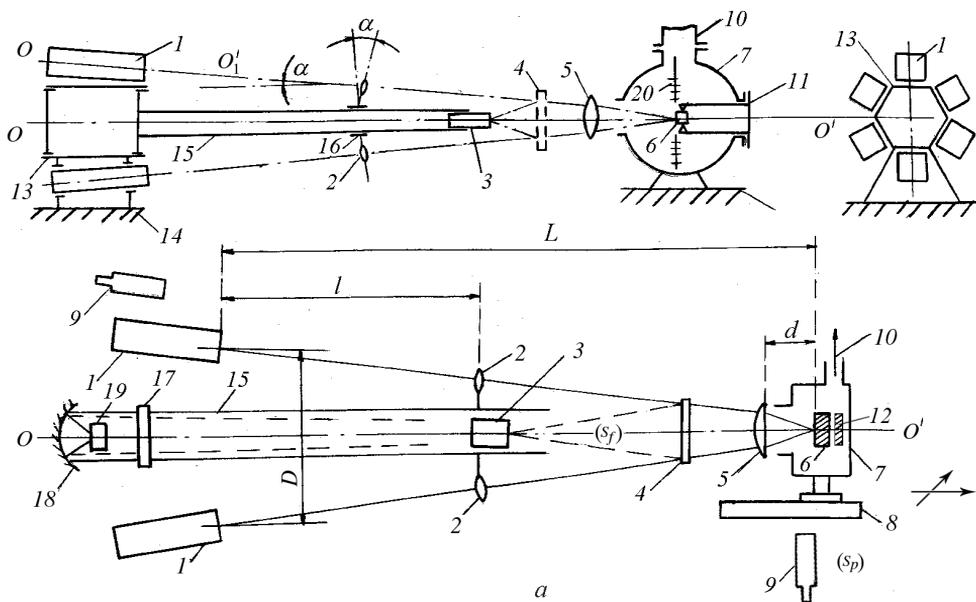


Рис. 1. Схема (а) и общий вид (б) установки радиационного нагрева: S_f, S_p – фронтальное и профильное направления регистрации излучения продуктов разрушения фотоэлектрическими датчиками

на жестком основании 14. Оптические оси $O_1O'_1$ всех ОКГ составляют угол $\alpha = \text{arctg } D/(2L)$ с основной оптической осью установки OO' (см. рис. 1, а), определяющий угловую расходимость суммарного пучка излучения, сфокусированного на поверхность образца 6. Расходимость излучения ОКГ обуславливает существенное снижение

плотности потока излучения на поверхности образца при большой базе L . Для компенсации этого негативного эффекта и повышения плотности потока излучения использована промежуточная ступень фокусировки шестилинзовой системой 2 с фокусным расстоянием линз f_2 , равным 1 м, установленной на расстоянии l от выходных окон ОКГ. При геометрических параметрах установки $D = 0,46$ м и $L = 3,2$ м приведенный диаметр пучка излучения (см. работу [2]) составляет $\cong 0,01$ м. Бóльшее повышение плотности потока излучения на образце достигается при использовании второй ступени фокусировки линзой 5, выбирая фокусное расстояние f_5 которой, можно получить заданный диаметр пучка излучения на поверхности образца.

Основная оптическая ось установки задается центрирующей трубой 15; на ней на подвижном узле крепления 16 смонтирована промежуточная ступень фокусировки, а также элементы системы регистрации излучения. К ним относятся светоделительная пластина 4 и термоприемники 3 измерителей мощности ИМО-2Н, используемые при калибровке мощности потока излучения, а также элементы системы регистрации излучения образца и продуктов его термического разрушения — сферическое зеркало 18 и фотоэлектрический приемник излучения 19.

Образец 6 помещается в рабочей камере 7 на державке 11, обеспечивающей предварительную фокусировку излучения на поверхности образца. Камера установлена на двухкоординатном столике 8, скрепленном с жестким основанием. На торцах камеры закреплены прозрачные экраны с рисками 20, позволяющими определить плоскость фокуса источников излучения. С помощью державки 11 (грубая установка) и микрометрических винтов стола 8 (точная установка) производится совмещение поверхности образца с плоскостью фокуса излучения источников. Рабочая камера соединена с внешней газовой (вакуумной или вентиляционной) системой через патрубок 10.

Юстировка оптической системы установки производилась юстировочными узлами излучателей и первой ступени фокусировки с помощью визуализатора 12, устанавливаемого на место образца.

Мощность в пучке излучения определялась двумя способами. По первому способу регистрировалось излучение блока ОКГ, отраженное светоделительной пластиной 4 с предварительным определением ее коэффициента отражения. Для этой цели использован маломощный ОКГ ЛГ-66, излучение которого подавалось сначала непосредственно на измеритель мощности 3 (сигнал I_0 , а затем — по ходу излучения блока ОКГ (т.е. вдоль оси $O_1O'_1$) и после отражения светоделительной пластиной — на измеритель мощности (сигнал I). Коэффициент отражения светоделительной пластины $R_4 = I/I_0$. В другом способе излучение блока ОКГ регистрировалось непосредственно измерителем

мощности ИМО-2Н с калиброванным ослабителем, датчик излучения которого устанавливался на место образца 6.

Регистрация излучения образца и факела продуктов разрушения во фронтальном направлении S_f производилась фотоэлектрическим датчиком ФСД-1 19. Для фокусировки излучения на датчике использовано сферическое зеркало 18, а для исключения отраженного от образца излучения ОКГ — узкополосный интерференционный светофильтр 17. В случае необходимости регистрации излучения под другими ракурсами использовались дополнительные каналы измерений, содержащие такие же оптические элементы, смонтированные в отдельном тубусе 9 (S_p — направление регистрации излучения по нормали к основной оси OO' (профильный датчик). Сигналы с фотоэлектрических датчиков регистрировались на многоканальном осциллографе НО-43.

Одновременно с регистрацией излучения фотодатчиками производилась киносъемка процесса и кинофотопирометрическое измерение поля яркостной температуры факела продуктов разрушения и области пятна нагрева. Для этой цели использована кинокамера РФК-5, совмещенная с пирометром ЭОП-66; температурная калибровка плотности почернения киноплетки проводилась по образцовой температурной лампе СИ10-300. Киносъемка и фотоэлектрическая регистрация излучения синхронизировались посредством контрольных импульсов, соответствующих каждому кадру, подаваемых на регистрирующий прибор непосредственно с кинокамеры; съемка проводилась с частотой 0,5... 10 Гц.

Экспериментальные исследования проводились при различных внешних условиях нагрева — при нормальном давлении окружающей среды, в вакууме, при обтекании внешним воздушным потоком — на нескольких характерных режимах работы установки, различающихся распределением плотности потока излучения по поверхности в пятне нагрева и суммарной мощностью.

Анализ механизма разрушения хаотически армированного композиционного материала. В качестве объекта исследований использован стеклопластик П5-2 [4] на фенолоформальдегидном связующем с хаотическим армированием кремнеземной тканью КН-11. Плотность связующего $\rho_{см} = 1300 \text{ кг/м}^3$, плотность наполнителя $\rho_n = 2200 \text{ кг/м}^3$, доля кремнезема в наполнителе $\sim 95\%$, плотность образцов материала $\rho_{\Sigma} = 1640 \text{ кг/м}^3$. При этих данных доля связующего (смола) в композиции $\varphi_{см} = 0,37$; коксовое число смолы $\bar{k} \cong 0,6$. Таким образом основные отличия стеклотекстолита П5-2 от ранее исследованного материала СТЭФ [3] связаны не только со структурным строением, но и с существенно бóльшим выходом карбонизованных продуктов при деструкции связующего.

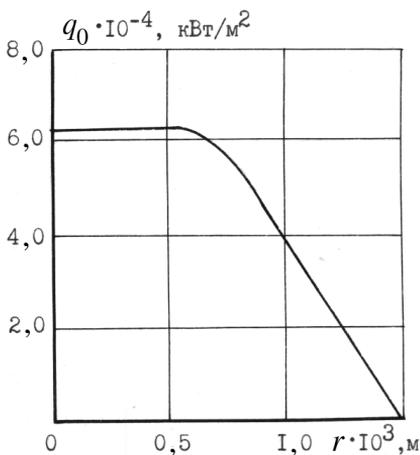


Рис. 2. Распределение плотности потока излучения по сечению пучка

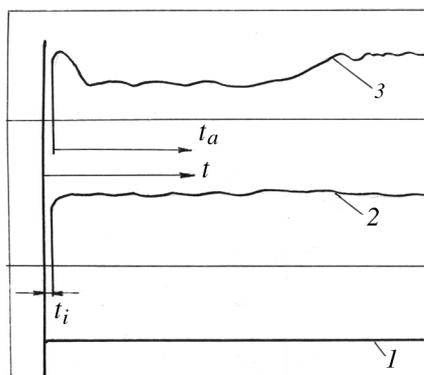


Рис. 3. Хронограмма сигналов фотодатчиков:

1 — излучение ОКГ; 2 — излучение во фронтальном направлении S_f ; 3 — излучение в профильном направлении S_p

Исследование процесса разрушения проводилось при мощности потока излучения $P = 240$ Вт; эмпирическое распределение плотности потока излучения по сечению пучка, полученное согласно методике работы [2], приведено на рис. 2. Осредненное значение плотности потока излучения, вычисленное относительно площади сечения каверны в материале П5-2, $\bar{q}_0 = (3,6 \pm 0,15) \cdot 10^4$ кВт/м².

При воздействии излучения на материал П5-2 общая картина его термического разрушения такова. После небольшого индукционного периода $t_i \sim 0,03$ с происходит яркая вспышка; далее разрушение материала сопровождается устойчивым свечением факела продуктов разрушения, но с некоторыми отличиями по отношению к подобной картине для материала СТЭФ (см. работу [2]): интенсивность излучения во фронтальном направлении S_f , имеет устойчивый характер с небольшой амплитудой колебаний (рис. 3), интенсивность излучения в профильном направлении S_p имеет резкий всплеск в начальный период нагрева в течение времени $t_a \sim 0,5$ с, затем уменьшается и впоследствии нарастает, выходя на стационарный режим свечения с небольшой амплитудой колебаний при $t_a \sim 5 \dots 6$ с.

На фотоснимках факела видно, что в первый период структура факела, как и в случае стеклотестолита СТЭФ (рис. 1 из работы [3]), имеет ядро, размывающееся к периферии (рис. 4, а); при удалении от выходного сечения и при заглублинии каверны яркость факела уменьшается. В последующие моменты времени структура факела стабилизируется, но отличается от начальной — область факела у выходного сечения каверны имеет малую интенсивность свечения, а основная излучающая область удалена от выходного сечения, т.е. имеет место



a

б

в

Рис. 4. Факел продуктов разрушения материала П5-2 в моменты времени $T_a = 1,3; 5,7$ и 17 с соответственно *a, б, в*

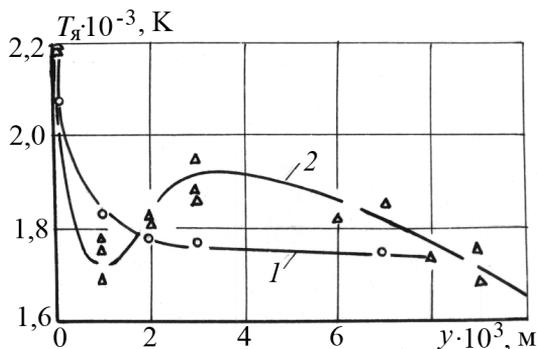
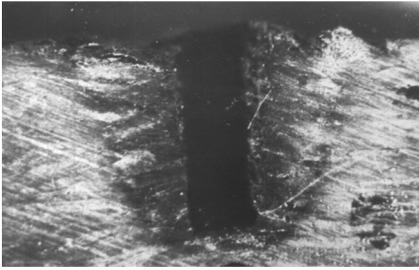


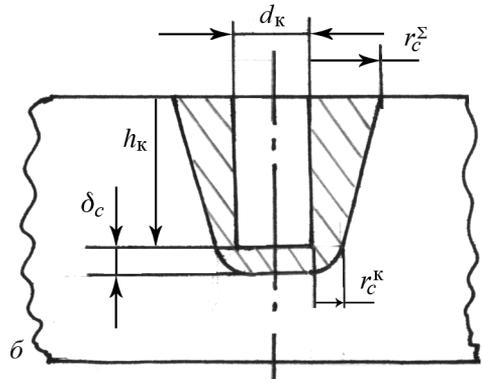
Рис. 5. Распределение яркостной температуры вдоль факела продуктов разрушения в моменты времени $t_a = 1,3$ с (1) и $16,4 \dots 17$ с (2)

своеобразный отрыв факела (рис. 4, б, в). В соответствии с этим изменяется и интенсивность излучения, регистрируемая фронтальным S_f и профильным S_p фотодатчиками, а также распределение яркостной температуры вдоль оси факела, регистрируемое фотопирометром (рис. 5): в начальный период имеет место монотонное снижение температуры вдоль оси факела, а в более поздние периоды распределение температуры — немонотонное. Это может быть связано с другим, отличным от стеклотекстолита СТЭФ, механизмом термического разрушения, когда определяющую роль играет механический унос углерода кокса, механизмом разрушения, когда существенная роль принадлежит сублимации углерода кокса. В рамках этой модели отрыв факела обусловлен малой концентрацией конденсированных частиц углерода у корня факела и конденсацией углерода в области, удаленной от выходного сечения каверны.

На рис. 6, а показан срез зоны разрушения образца материала П5-2. При времени нагрева $t_i \geq 5$ с профиль каверны прямоугольный, но в отличие от материала СТЭФ фронты деструкции связующего и расслоения совпадают, что связано с хаотическим армированием материала П5-2, а также большим выходом кокса при деструкции связующего и, следовательно, его большей прочностью. Кроме того, крутизна фронта



а



б

Рис. 6. Зона термического разрушения материала П5-2:
а — осевое сечение образца; б — схема зоны разрушения

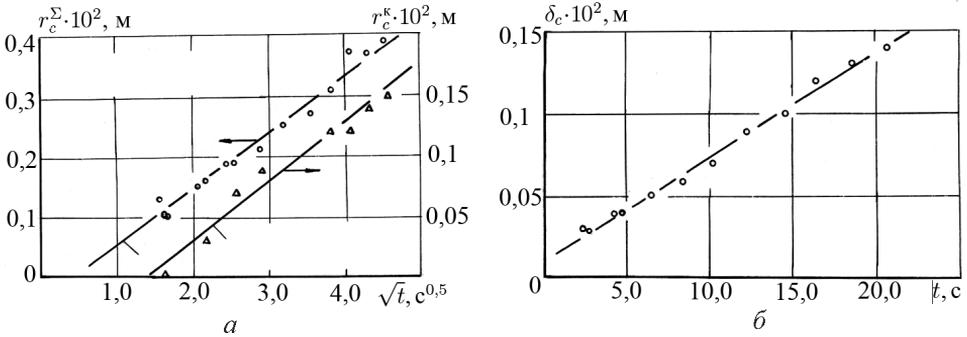


Рис. 7. Эмпирические зависимости радиусов характерных зон (а) и толщины коксового слоя на фронте каверны (б) от времени нагрева:

$$r_c^\Sigma \cdot 10^2 = -0,04 + 0,094\sqrt{t}, \rho_{xx} = 0,98; r_c^k \cdot 10^2 = -0,064 + 0,048\sqrt{t}, \rho_{xx} = 0,97;$$

ρ_{xx} — коэффициент корреляции

деструкции относительно оси больше, чем в случае стеклотекстолита СТЭФ, и для детального описания зоны деструкции необходимо ввести еще один параметр — радиус зоны деструкции в плоскости сечения фронта разрушения r_c^k (рис. 6, б).

На рис. 7, а, б приведены зависимости геометрических параметров зоны разрушения от времени нагрева, а на рис. 8, а, б — зависимости массовых характеристик процесса разрушения, которые качественно подобны аналогичным зависимостям для материала СТЭФ. Таким образом, в случае хаотически армированного материала также имеет место стационарная форма зоны термического разрушения, и для характеристики процесса разрушения может быть использован ограниченный набор параметров.

Как видно из рис. 8, а при $t_a \geq 3 \dots 5$ с устанавливается квазистационарный режим разрушения относительно суммарного уноса массы. Поэтому, как и работе [3], энергоемкость процесса разрушения можно характеризовать эффективной теплотой абляции $I_{ef} = \bar{q}_0 / (d\bar{m}_\Sigma / dt)$. В рассматриваемом случае $\bar{q}_0 = P / S_k = (3,5 \pm 0,15) \cdot 10^4$ кВт/м² (P — измеренная мощность излучения в пучке, S_k — площадь сечения кавер-

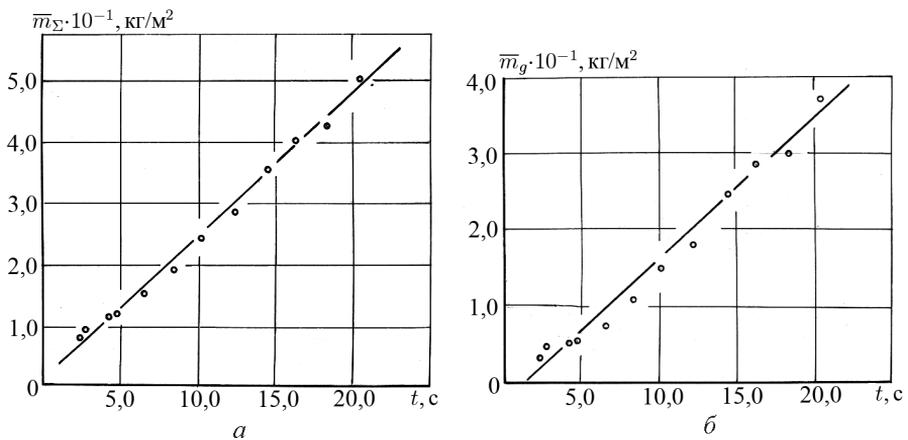


Рис. 8. Эмпирические зависимости суммарного удельного уноса массы (а) и удельного уноса массы газа из зоны деструкции (б) от времени нагрева: $\bar{m}_\Sigma = 1,6 + 2,3t$, $\rho_{xx} = 0,99$; $\bar{m}_g = -2,43 + 1,84t$, $\rho_{xx} = 0,99$

ны) и $I_{ef} = 15200 \pm 650$ кДж/кг, что существенно больше эффективной теплоты абляции материала СТЭФ (≈ 11000 кДж/кг [3]). Возможная причина этого — переход к режиму разрушения, когда существенную роль начинает играть энергоемкий процесс газификации углерода кокса либо путем сублимации, либо посредством гетерогенной реакции углерода с двуокисью кремния: $C + SiO_2 \rightarrow SiO \uparrow + CO$ [5]. Рассмотрим этот вопрос более подробно.

Прямое экспериментальное определение важнейшего параметра разрушения — температуры на фронте разрушения — невозможно, поэтому дадим экспериментально-теоретическую оценку этой величины в соответствии с методикой работы [3], используя подход к вычислению необходимых для анализа калорических характеристик, изложенный там же.

Рассчитанное значение энтальпии образования фенолоформальдегидной смолы с формулой элементарного звена $C_{15}H_{14}O_3$ $\Delta H_f^0 \approx -1500$ кДж/кг. Термодинамические расчеты показывают, что в диапазоне температур $1000 \dots 3500$ К основными газообразными продуктами пиролиза фенолоформальдегидной смолы являются CO , C_2H_2 , H_2 , H , которые и учитывали при вычислении теплового эффекта пиролиза смолы и теплоемкости пиролитических газов. Получено, что в широком диапазоне изменения температуры на разрушаемой поверхности $T_w = 2000 \dots 3500$ К величина приведенной теплоемкости пиролитических газов изменяется незначительно и составляет $c_{p,g} = 3,38 \pm 0,1$ кДж/кг·К, что хорошо согласуется с данными работы [6] ($c_{p,g} = 3,1$ кДж/кг·К). Теоретически рассчитанная зависимость теплового эффекта пиролиза связующего описывается формулой

$$\Delta Q_f = 1,2(T - 2000)^2 - 0,52(t - 2000) + 1820000, \text{ Дж/кг,}$$

что также хорошо согласуется с литературными данными [7].

При расчетах термодинамических параметров термического разрушения стеклопластика П5-2 он моделировался композицией, содержащей 37 % фенолоформальдегидной смолы ($C_{15}H_{14}O_3$), и 63 % кремнеземного наполнителя (SiO_2). Полагается, что компоненты материала, не связанные с углеродом кокса, переходят в газовую фазу в соотношениях, соответствующих равновесному составу при температуре разрушения (обоснование использования модели равновесного состава при термическом разрушении дано в работе [3]). Относительно углерода кокса принимается два альтернативных варианта: 1) углерод кокса полностью газифицируется и 2) уносится механически. Рассчитанная величина термодинамической энтальпии абляции стеклопластика П5-2 для этих двух вариантов (вычисленное значение энтальпии образования стеклопластика П5-2 $\Delta H_f^0 = -9800$ кДж/кг) описывается зависимостями

$$I_T = 3,2(T - 2000)^2 + 380(T - 2000) + 11400000, \text{ Дж/кг},$$

— в случае газификации углерода кокса и

$$I_T = 2,8(T - 2000)^2 + 280(T - 2000) + 7200000, \text{ Дж/кг},$$

— в случае механического уноса углерода кокса.

При использовании экспериментальных данных по массовым расходам вещества из каверны и из зоны деструкции, получены временные зависимости весовых долей компонентов, определяющих элементный состав продуктов разрушения, которые применены при расчетах равновесного состава, термодинамических свойств продуктов разрушения в каверне и термодинамической энтальпии “двухзонной” абляции (т.е. с учетом уноса массы из каверны и из зоны деструкции, [3]) для двух альтернативных вариантов поведения углерода кокса (рис. 9). При расчетах допускалась конденсация основного компонента наполнителя — SiO_2 и элементов, входящих в состав продуктов разрушения, но исключена конденсация компонентов, образующихся в результате химических реакций, таких как карбид кремния (SiC). Получено, что, как и в случае материала СТЭФ, углерод кокса играет незначительную роль в термодинамике процесса разрушения, а определяющая роль принадлежит продуктам деструкции связующего, т.е. тепловым процессам, связанным с формированием зоны деструкции связующего. При сравнении с аналогичными зависимостями для стеклотекстолита СТЭФ (рис. 8 из работы [3]) обращают на себя внимание два факта — бóльшая величина термодинамической теплоты абляции и меньшее влияние конденсации углерода на эту величину. Последнее является следствием того, что материал П5-2 по сравнению с СТЭФ содержит бóльшую долю такого легкодиссоциирующего компонента, как SiO_2 , что в свою очередь способствует связыванию большего количества свободного углерода.

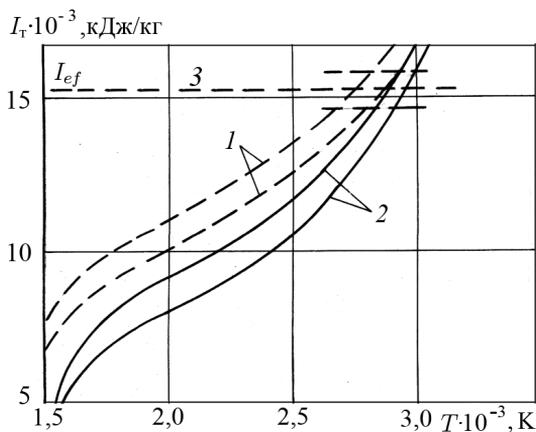


Рис. 9. Температурные зависимости термодинамической теплоты двухзонной абляции стеклопластика П5-2 при отсутствии (1) и допущении (2) конденсации углерода из газовой фазы. Верхние кривые соответствуют времени $t_a = 5$ с, нижние — 20 с

Сравнивая экспериментальное значение эффективной энтальпии материала П5-2 (поз. 3 на рис. 9) с теоретическими зависимостями термодинамической энтальпии абляции (см. рис. 9), получим оценку температуры на фронте каверны $T_w \leq 2700 \dots 2800$ К.

Воспользуемся методикой теоретической оценки температуры на фронте каверны, изложенной в работах [3, 8], полагая температуру трехпараметрической функцией времени нагрева. Для экспериментальных данных по параметрам разрушения получены следующие значения:

$$T_w = 2420 + 1400e^{-2,3 \ln t}, \quad \varepsilon_\delta \cong 14 \% \quad (1)$$

при использовании модели газификации углерода кокса и

$$T_w = 2620 + 2000e^{-2,5 \ln t}, \quad \varepsilon_\delta \cong 16 \% \quad (2)$$

для модели механического уноса углерода кокса (ε_δ — среднеквадратичная относительная погрешность — отношение среднеквадратичной величины невязки теоретических и экспериментальных значений толщины коксового слоя на интервале наблюдения к среднему значению). Учитывая, что для второй схемы значение T_w близко к термодинамически допустимому пределу (это значит, что $I_{ef} \cong I_T$, т.е. эффект блокировки внешнего потока излучения пренебрежимо мал), наиболее вероятной следует считать модель разрушения с переходом углерода кокса в газовую фазу. Так как при термодинамических расчетах состава продуктов разрушения конкретный механизм газификации углерода не оговорен, этим процессом может быть как сублимация углерода, так и эндотермическая реакция гетерогенного взаимодействия с диоксидом кремния с тепловым эффектом $\Delta H_r^0 \approx 1200$ кДж/моль.

Методика параметрической идентификации для оценки оптических характеристик факела продуктов разрушения [3] позволила опре-

делит коэффициент ослабления и плотность потока падающего излучения в плоскости выходного сечения каверны q'_0 . Для схемы газификации углерода $\beta = 145 \text{ м}^{-1}$ и $q'_0 = 1,23 \cdot 10^7 \text{ Вт/м}^2$ со среднеквадратичной невязкой $\omega = 3 \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$ (т.е. $\delta_\omega = \omega/\bar{q}_0 \approx 0,8\%$ от величины воздействующего потока). Для схемы с механическим уносом углерода $\beta = 170 \text{ м}^{-1}$, $q'_0 = 1,92 \cdot 10^7 \text{ Вт/м}^2$ и $\omega = 4,5 \cdot 10^5 \text{ Вт/м}^2$ ($\delta_\omega \approx 1,2\%$), т.е. во внешней части факела продуктов разрушения поглощается $\sim 47\%$ излучения воздействующего потока. Но приведенное ранее значение эффективной теплоты абляции, соответствующее схеме механического уноса углерода кокса, указывает на пренебрежимо малый эффект блокирования воздействующего потока излучения внешней частью факела продуктов разрушения. Это явное противоречие служит еще одним доказательством неадекватности схемы механического уноса углерода кокса реальному процессу и позволяет исключить ее из рассмотрения.

Таким образом, за наиболее вероятный механизм разрушения материала П5-2 следует принять механизм, учитывающий превалирующий переход углерода кокса в газовую фазу. Учитывая невысокий уровень температур ($\sim 2500 \dots 2700 \text{ К}$) при разрушении материала П5-2, возможность существенного влияния непосредственной сублимации углерода кокса на процесс разрушения следует исключить, так как реализованные в экспериментах скорости уноса массы на фронте каверны не могут быть обусловлены только сублимацией. Поэтому наиболее вероятным процессом перехода углерода кокса в газовую фазу следует считать реакцию его гетерогенного взаимодействия с наполнителем.

Полученные экспериментальные данные и методика, изложенная в работах [3, 8], позволили определить теплопроводность карбонизованного слоя материала П5-2, которая может быть описана обобщенной зависимостью в функции скорости уноса массы:

$$\lambda_s = 0,346 G_\Sigma^{0,68}, \quad (3)$$

график которой приведен на рис. 10; там же приведена зависимость коэффициента теплопроводности в функции эффективного времени $t_{ef} = \rho_\Sigma \delta_k / G_\Sigma$ пребывания кокса в высокотемпературной области ($G_\Sigma = d\bar{m}_k/dt$ — массовая скорость разрушения на фронте каверны). Сравнение с аналогичными зависимостями для материала СТЭФ показывает, что увеличение выхода кокса

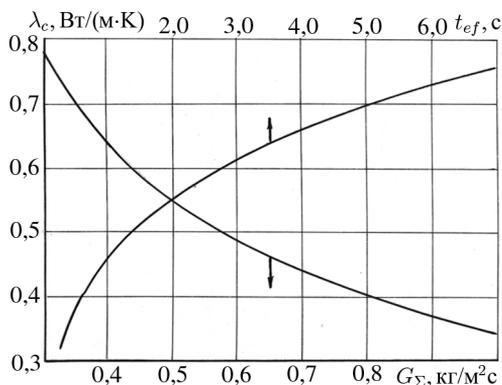


Рис. 10. Обобщенные зависимости коэффициента теплопроводности карбонизованного слоя стеклопластика П5-2

при разложении связующего ($\bar{k} = 0,2$ для СТЭФ и $\bar{k} = 0,6$ для П5-2) приводит к значительному росту коэффициента теплопроводности и является причиной существенного увеличения толщины коксового слоя на фронте каверны. Отметим также, что значения λ_s при большом времени теплового воздействия t_{ef} (по сути — термообработки) хорошо согласуются с литературными данными [9] для теплопроводности стабилизированных образцов стеклопластиков на фенолоформальдегидном связующем.

Анализ механизма разрушения высокоуглеродного композиционного материала. В рассмотренных ранее материалах СТЭФ и П5-2 наполнитель — относительно легкоплавкие волокна оксида кремния. Большую термостойкость имеют углеродные волокна, а тип наполнителя существенно влияет на процесс термического разрушения композиционного материала — углепластика. Материалы этого класса благодаря ряду положительных свойств находят широкое применение в теплонапряженных конструкциях [9, 10]. В качестве объекта исследований механизма термического разрушения композиционного материала с большой долей углерода использован углепластик П5-13 на фенолоформальдегидном связующем с армированием углеродной тканью [4]; плотность материала $\rho_0 = 1380 \text{ кг/м}^3$, доля связующего в композиции $\varphi_{см} = 0,4$. В проводимых исследованиях условия и режим нагрева те же, что и при исследованиях материала П5-2.

Качественная картина термического разрушения следующая. При воздействии потока излучения на образец после индукционного периода $t_i \cong 0,03 \text{ с}$ происходит его разрушение, сопровождающееся исключительно ярким свечением факела продуктов разрушения. Причем интенсивность излучения, регистрируемого в профильном (S_p) и фронтальном (S_f) направлениях, имеет высокую стабильность на протяжении всего времени действия излучения. На снимках факела (рис. 11) видно, что имеет место отрыв светящейся области факела от плоскости поверхности образца.

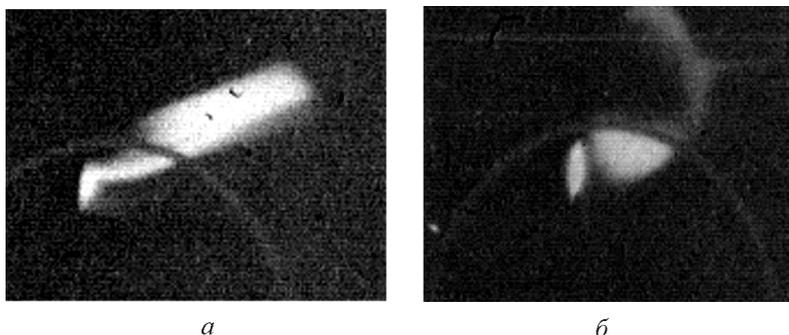


Рис. 11. Факел продуктов разрушения материала П5-13 при тепловом воздействии излучения в моменты времени 1,31 с (а) и 15,5 с (б)

Причина этого в следующем. После прохождения пиролиза связующего с высоким выходом кокса (измеренное значение коксового числа $\bar{k} \approx 0,7$) разрушаемый слой материала практически полностью состоит из углерода. Действительно, массовая доля углерода $x_C = (1 - \varphi_{см}) + \varphi_{см}\bar{k} = 0,88$ (соответственно массовая доля газов пиролиза связующего $x_g = 0,12$). Реакционная поверхность (поверхность пористой структуры, сформированная при деструкции связующего) существенно меньше, чем в случае стеклонеполненных композитов, так как углеродное волокно и кокс образуют однородную в химическом отношении структуру. Это позволяет рассматривать разрушение карбонизованного слоя материала П5-13 как разрушение углерода и, имея в виду высокую однородность структуры карбонизованного слоя, предположить, что основной унос массы происходит за счет сублимации углерода, а не за счет механического эрозии. С учетом этого допущения область свечения факела идентифицируется как область конденсации сублимированного углерода, происходящей при понижении температуры продуктов разрушения, а распределение яркостной температуры вдоль оси факела должно быть неравномерным, что и подтверждается результатами (рис. 12) фотопирометрических измерений.

В начальный нестационарный период нагрева (кривая 1) неравномерность температурного распределения незначительна, а область конденсации, отождествляемая с координатой максимума яркостной температуры, находится на большом удалении от поверхности. В более поздний период, когда процесс переходит в режим квазистационарного разрушения (см. далее), неравномерность температурного распределения увеличивается (кривая 2), а область конденсации приближается к поверхности.

На рис. 13, а, б показан профиль каверны в образцах материала П5-13 при различных экспозициях воздействия излучения. Видно, что он сильно отличается от профиля каверны в материалах СТЭФ и П5-2, армированных стекловолокнами. Во-первых, диаметр каверны $d_k \cong 2 \cdot 10^{-3}$ м значительно меньше, чем эффективный диаметр

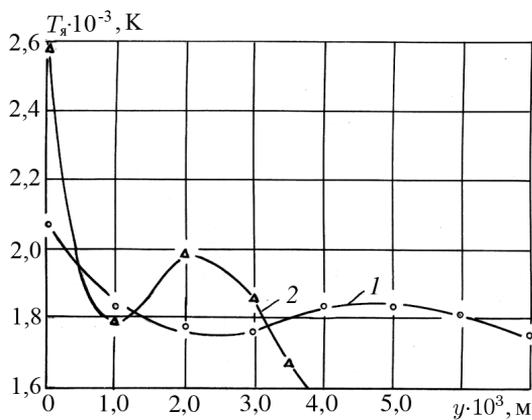


Рис. 12. Распределение яркостной температуры вдоль оси факела продуктов разрушения материала П5-13 для моментов времени $t_a = 1,31$ с (1) и 15,5 с (2)

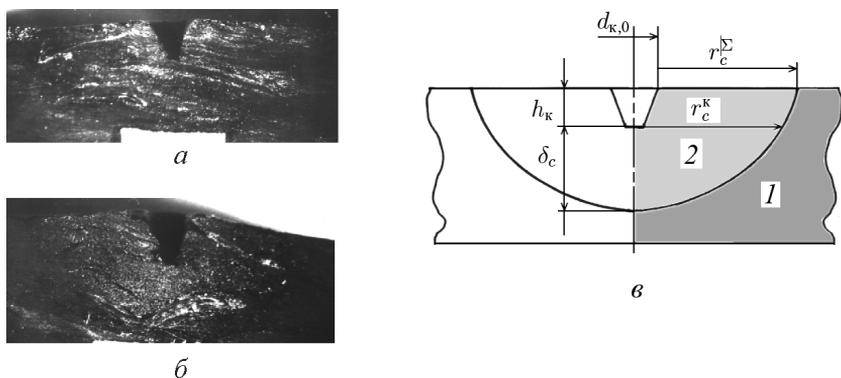


Рис. 13. Зона термического разрушения углепластика:

a, б — время нагрева $t_a = 15$ и 18 с; *в* — идеализированная схема зоны разрушения: *1* — исходный материал; *2* — зона деструкции

пучка излучения, что связано с неоднородным распределением плотности потока излучения по сечению пучка и ее снижением на периферии до уровня, при котором скорость сублимации углерода становится пренебрежимо малой (если сопоставить диаметр каверны и распределение плотности потока излучения в пучке излучения, то можно получить минимальное значение плотности потока излучения $q_{\min} \approx 4 \cdot 10^4$ кВт/м², при котором происходит абляция углепластика). Каверна и граница зоны деструкции имеют сложный рельеф, отражающий как неоднородность распределения плотности потока излучения по радиусу, так и существенную роль теплооттока в радиальном направлении за счет высокой теплопроводности углеродной структуры в зоне деструкции. Профиль каверны имеет форму усеченного конуса, причем радиус дна каверны близок радиусу максимального значения $\cong 0,5 \cdot 10^{-3}$ м в распределении плотности потока излучения по сечению пучка (см. рис. 2). Профиль зоны деструкции быстро приобретает стационарную форму, для описания которой может быть использовано ограниченное число параметров; идеализированная схема зоны разрушения приведена на рис. 13, *в*.

На рис. 14 приведены экспериментальные зависимости параметров разрушения, отнесенные к площади выходного сечения каверны $S_k = \pi d_{к,0}^2 / 4 = 3,1 \cdot 10^{-6}$ м². Как видно, качественно эти зависимости подобны аналогичным для материалов СТЭФ и П5-2, но количественные отличия значительны. Так, при меньшей скорости уноса массы с фронта каверны для П5-13 имеет место существенно бóльшая скорость уноса массы из зоны деструкции, а ее доля в суммарном массовом расходе достигает ~ 98 %. Таким образом, основной унос массы происходит из зоны деструкции, хотя тепловое воздействие локализовано на фронте каверны, откуда следует, что наиболее энергоемкие физико-химические процессы при термическом разрушении углепластика имеют место на фронте каверны.

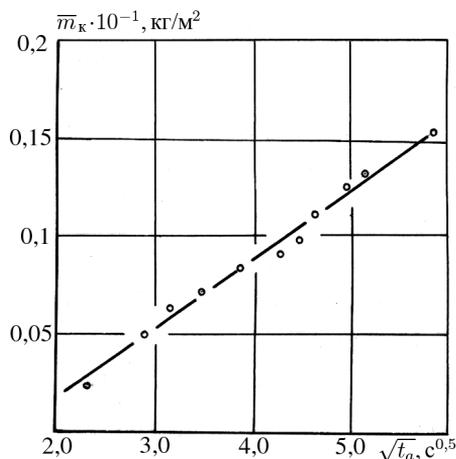
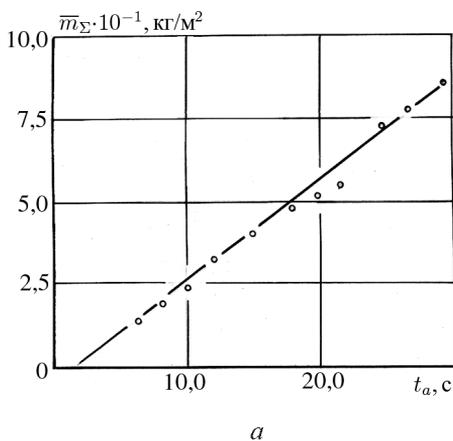


Рис. 14. Эмпирические зависимости суммарного удельного уноса массы (а) и удельного уноса массы газа с фронта каверны (б) от времени нагрева:

$$\bar{m}_\Sigma = -5,48 + 3,03t, \rho_{xx} = 0,98; \bar{m}_k = -0,54 + 0,352\sqrt{t}, \rho_{xx} = 0,985$$

Из экспериментальных данных также следует, что для реализованных условий нагрева процесс разрушения происходит в квазистационарном режиме, что позволяет оценить эффективную теплоту абляции $I_{ef} = \frac{P}{(d\bar{m}_\Sigma/dt)S_k} \cong 25500$ кДж/кг, что значительно превышает эту величину для ранее рассмотренных материалов СТЭФ и П5-2.

Для оценки диапазона температур на фронте разрушения воспользуемся ранее использованным методом сопоставления экспериментальных и теоретических данных по термодинамической теплоте абляции. На рис. 15 приведены результаты расчетов для двух крайних случаев: 1. Продукты деструкции связующего удаляются через каверну, что соответствует случаю двухзонной абляции. 2. Через каверну удаляются только продукты термического разрушения материала на фронте каверны (этот случай соответствует однозонной абляции материала П5-13 и реализуется при воздействии пространственно неограниченного пучка излучения). Из сопоставления расчетных значений I_T и экспериментальной величины I_{ef} (поз. 3, см. рис. 15) следует, что температура на фронте разрушения $T \approx 3600$ К и основной тепловой эффект приходится на долю сублимирующегося углерода, хотя унос массы в основном происходит из-за деструкции связующего.

С использованием кинофотопирометра регистрировали излучение в фокальном пятне (фронтальная съемка) с частотой 4 Гц, что позволило оценить температуру T_w на фронте разрушения каверны в разные моменты времени процесса разрушения. Такие измерения правомерны, поскольку заглубление каверны невелико ($h_k \sim d_k \sim 10^{-3}$ м), а основные газообразные продукты разрушения (С, СО, Н, Н₂, С₂, С₃, С₂Н₂) прозрачны на рабочей длине волны пирометра ($\lambda = 0,63$ мкм),

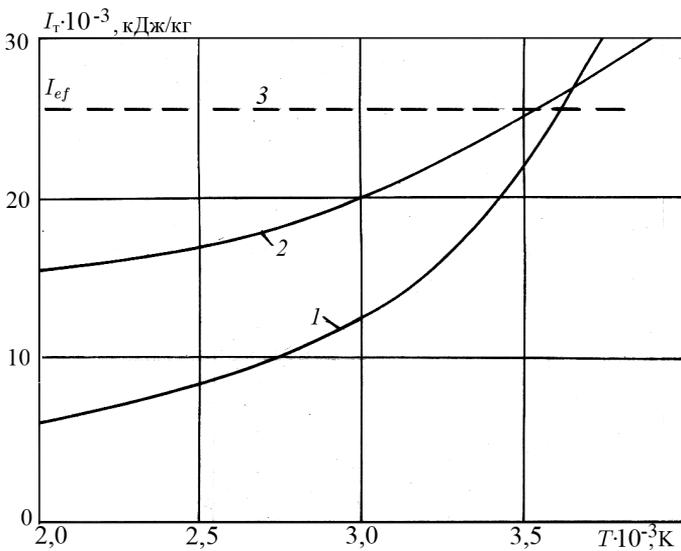


Рис. 15. Расчетные температурные зависимости термодинамической теплоты абляции материала П5-13 в режиме сублимации углерода:

1 — двухзонная абляция для момента времени $t_a = 20$ с; 2 — однозонная абляция

и излучение факела продуктов разрушения значительно слабее излучения поверхности фронта каверны (аналогичная ситуация описана в работе [10]). Кроме того, высокая излучательная способность поверхности углерода кокса ($\sim 0,9$) и ее шероховатость обеспечивают малые ($\sim 2\%$) различия между яркостной и истинной

температурами. Результаты фотопирометрических измерений температуры приведены на рис. 16. Характерно, что распределение температуры по поверхности каверны $T_w(r)$ подобно распределению плотности потока падающего излучения по сечению пучка, что тоже может служить подтверждением справедливости одномерной модели теплопередачи на фронте каверны и для случая высокоуглеродистого материала. Из полученных результатов измерений температуры на фронте разрушения следует, что унос массы углерода происходит в режиме сублимации.

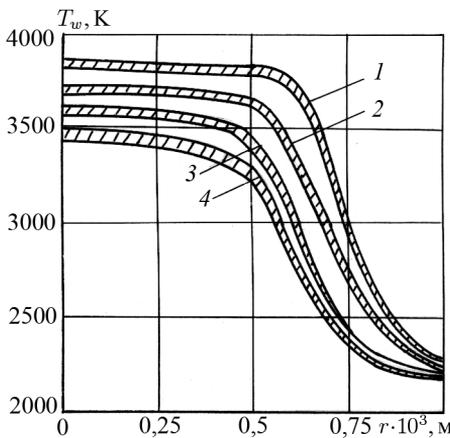


Рис. 16. Радиальное распределение температуры на разрушаемой поверхности каверны для времени нагрева $t_a = 4,7$ с (1); 6,9 с (2); 11,8 с (3) и 14,4 с (4). Заштрихована область наиболее вероятных значений

Согласно работам [6, 11] скорость сублимации углерода

$$\bar{G}_C = \sum_i \alpha_i p_{C_i}^*(T_w) / \sqrt{2\pi RT_w / M_{C_i}}, \quad (4)$$

где $p_{C_i}^*$ — давление насыщенного пара, M_{C_i} — молекулярный вес и α_i — коэффициент испарения i -го компонента. Установлено [11, 12], что основные продукты сублимации углерода — молекулы C_1 , C_2 , C_3 . Воспользуемся соотношением (4) и термодинамическими функциями компонентов углеродного пара [13] для теоретической оценки скорости уноса массы углерода в условиях проведенных экспериментов.

В связи с неравномерным распределением температуры на поверхности каверны, введем в рассмотрение осредненную скорость уноса массы углерода

$$\bar{G}_{C,к} = \frac{2}{r_k^2} \int_0^{r_k} \bar{G}_C [T_w(r)] r dr. \quad (5)$$

Используя экспериментальные зависимости $T_w(r)$ (см. рис. 16), получим $\bar{G}_{C,к} = 0,07 \dots 0,12$ кг/(м²с) для момента времени $t_a = 4,7$ с и $\bar{G}_{C,к} = 0,012 \dots 0,057$ кг/(м²с) для $t_a = 6,9$ с; диапазон изменения $\bar{G}_{C,к}$ соответствует области вероятных значений температурного распределения $T(r)$ (особо отметим, что вариация температуры поверхности в пределах погрешности измерений 60...100 К приводит к более чем двукратным изменениям в скорости сублимации углерода). Экспериментальные значения скорости уноса углерода с фронта каверны $\bar{G}_{C,к}^2 = [(1 - \varphi_{см}) + \bar{k}\varphi_{см}] \frac{d\bar{m}_k}{dt}$ для моментов времени $t = 4,7$ и $6,9$ с соответственно равны 0,071 и 0,059 кг/(м²с), т.е. близки к расчетным граничным значениям, что подтверждает допущение о сублимационном механизме уноса массы углерода.

Ранее был отмечен экспериментальный факт превалирующего уноса массы из области деструкции по сравнению с уносом массы с фронта каверны, что обусловлено существенно более высоким значением теплоты сублимации углерода по сравнению с теплотой пиролиза связующего. Поэтому, если допустить, что температурное состояние в области деструкции определяется только поверхностным источником, то скорости распространения фронтов деструкции в радиальном и осевом направлениях должны быть сопоставимы по величине. На рис. 17, а приведена временная зависимость радиуса фронта деструкции на поверхности образца, а на рис. 17, б — зависимости толщины коксового слоя на фронте каверны и радиуса зоны деструкции в сечении на уровне фронта каверны в функции глубины каверны, которая может рассматриваться как интегральный параметр, характеризующий процесс разрушения. Как видно, $\frac{d\delta_c}{dh_k} \simeq \frac{dr_c^k}{dh_k}$, т.е. в этом случае имеет

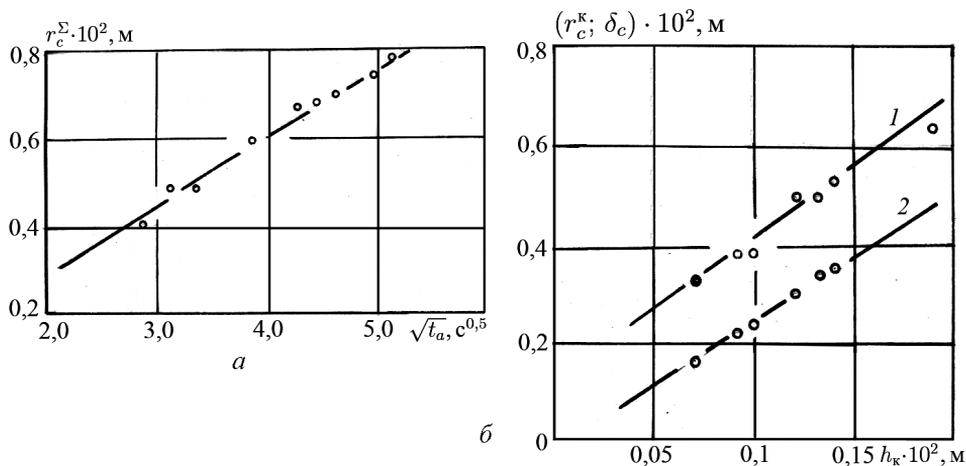


Рис. 17. Зависимость радиуса фронта деструкции на поверхности образца от времени (а); зависимости радиуса фронта деструкции в сечении фронта разрушения каверны r_c^K (1) и толщины коксового слоя на фронте разрушения δ_c (2) от глубины каверны (б):

$$r_c^\Sigma = -0,035 + 0,159\sqrt{t_a}, \rho_{xx} = 0,98; r_c^K = 0,13 + 2,88h_K, \rho_{xx} = 0,94; \delta_c = 0,002 + 2,45h_K, \rho_{xx} = 0,99$$

место подобие профилей зоны деструкции (изотермы фронта деструкции) для различных моментов времени, что характерно для процессов распространения тепловых возмущений при действии точечного поверхностного теплового источника.

Отметим, что $r_c^K > \delta_c$ и $r_c^K - \delta_c \simeq \text{const}$ (величина этой разности определяется воздействием излучения периферийной части пучка вне области каверны до момента начала ее формирования), а линейные скорости перемещения фронтов каверны v_K и деструкции v_D находятся в соотношении $v_D = v_K \frac{d\delta_c}{dh_K} \simeq 3v_K$, т.е. в первом приближении фронт каверны можно считать неподвижным относительно фронта деструкции. Следовательно, процессы теплопереноса в твердом материале можно рассматривать в рамках задачи о воздействии точечного теплового источника на неподвижную граничную поверхность полубесконечного слоя. Таким образом, процессы, происходящие на поверхности и в глубинных слоях высокоуглеродистого композиционного материала, термически разрушаемого при воздействии концентрированного потока излучения, можно рассматривать независимо, что существенно упрощает теоретическую интерпретацию суммарного процесса разрушения.

Из результатов проведенного исследования процесса термического разрушения композиционных материалов при действии концентрированного потока излучения могут быть сделаны следующие выводы.

Определяющую роль в процессе термического разрушения играет структура материала, формирующаяся при деструкции связующего.

Если при этом образуется плотная структура кокса, что характерно для связующих с большими коксовыми числами, то для материалов, армированных волокнами оксидных соединений, механизм термического разрушения и теплозащитные характеристики определяются реакциями гетерогенного взаимодействия наполнителя и углеродной матрицы, а для материалов, армированных углеродными волокнами, — сублимацией углерода. Если же выход кокса при деструкции связующего мал, например как у эпоксифенольного ($\bar{k} \approx 2$, см. работу [3]), то реализуется механизм преимущественно механического уноса углерода.

Аблирующие теплозащитные материалы (ТЗМ) — единственный тип материалов, обеспечивающих тепловую защиту космических аппаратов при входе в атмосферу с суборбитальными скоростями. Поэтому при проектировании таких аппаратов важное значение имеет достоверность данных об их теплозащитных характеристиках. Сравнительную оценку эффективности и выбор ТЗМ обычно проводят по обобщенным характеристикам, чаще всего по эффективной теплоте абляции I_{ef} , которую определяют экспериментально на установках различных типов [14, 15]. Однако величина I_{ef} — это функционал состояния материала и внешних условий, что необходимо учитывать при сравнительной оценке теплозащитных характеристик ТЗМ. Известно [6], с увеличением радиационной составляющей в суммарном тепловом потоке, воздействующем на спускаемый аппарат (СА), что имеет место при увеличении скорости входа в атмосферу планет, эффективность аблирующих ТЗМ падает. Поэтому при проектировании перспективных СА для экспериментальной оценки теплозащитных характеристик ТЗМ целесообразно использовать установки лучистого нагрева. Однако стремление достичь высоких значений плотности теплового потока обуславливает необходимость фокусировки излучения на малой площади, т.е. проведения тепловых испытаний ТЗМ в условиях воздействия пространственно ограниченных пучков излучения и обоснования возможности практического использования результатов. В настоящей работе, а также в работе [3] приведены результаты экспериментальных исследований композиционных материалов с существенно различными свойствами, из которых следует, что если формируется устойчивая форма разрушения — каверна с окружающей ее областью деструкции, то устанавливается квазистационарный относительно суммарного уноса массы режим разрушения, причем продукты деструкции связующего удаляются через каверну и, смешиваясь с продуктами разрушения каверны, взаимодействуют с подводимым тепловым потоком. Это дает основание для установившегося режима двухзонной абляции ввести понятие эффективной теплоты абляции, которая может служить критерием сравнения эффективности различных теплозащитных материалов при термическом разрушении в условиях лучистого нагрева.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А н ф и м о в Н. А., Р у м ы н с к и й А. Н. Лучисто-конвективный теплообмен и теплозащита космических аппаратов, спускаемых на поверхность Земли и других планет Солнечной системы // В сб. "Проблемы механики и теплообмена в космической технике". – М.: Машиностроение, 1982. – С. 54–81.
2. Т о в с т о н о г В. А. Оценка начальной энергии термического разрушения армированных пластинок при действии излучения // Вестник МГТУ им. Н.Э.Баумана. Сер. "Машиностроение". – 1997. – № 3. – С. 104–115.
3. Т о в с т о н о г В. А. Механизм термического разрушения армированного пластика при высокоинтенсивном нагреве излучением / Вестник МГТУ им. Н.Э.Баумана. Сер. "Машиностроение". – 1998. – № 4. – С. 43–67.
4. Н а з а р о в Г. И., С у ш к и н В. В. Теплостойкие пластмассы. Справочник. – М.: Машиностроение, 1980. – 207 с.
5. Е л ю т и н В. П., П а в л о в Ю. А. Взаимодействие кремнезема с графитом при высоких температурах / В кн. Высокотемпературные материалы. – М.: Металлургия, 1968. – С. 196–208.
6. П о л е ж а е в Ю. В., Ю р е в и ч Ф. Б. Тепловая защита. – М.: Энергия, 1976. – 391 с.
7. Л а д а к и М., Г а м и л ь т о н Д ж. В., К о у С. Н. Теплота пиролиза смолы в фенольнокремнеземистых аблирующих материалах // Ракетная техника и космонавтика. – 1966. – Т. 4, № 10. – С. 132–149.
8. Т о v s t o n o g V. A. Evaluating the Thermal Conductivity of Decomposing Materials at Elevated Temperatures // High Temperature. – 1988. – V. 28. – P. 371–376.
9. Ш а ш к о в А. Г., Т ю к а е в В. И. Теплофизические свойства разлагающихся материалов при высоких температурах. – Минск: Наука и техника, 1975. – 80 с.
10. Л и н к о л ь н К. В. Экспериментальное определение состава паров, образующихся при абляции фенольного углетекстолита под действием лазерного излучения // Аэрокосмическая техника. – 1984. – Т. 2, № 4. – С. 118–122.
11. Б е й к е р Р. Л. Влияние неравновесных химических процессов на сублимацию графита // Ракетная техника и космонавтика. – 1977. – Т. 15, № 10. – С. 21–29.
12. Л и н к о л ь н К. А., Х о у в Д. Т., Л ю Т. М. Оценка химической неравновесности для интенсивно аблирующего графита // Ракетная техника и космонавтика. – 1973. – Т. 11, № 8. – С. 176–179.
13. К у л и к о в И. С. Термическая диссоциация соединений. – М.: Металлургия, 1969. – 574 с.
14. П о л е ж а е в Ю. В., Ш и ш к о в А. А. Газодинамические испытания тепловой защиты. – М.: Промедэк, 1992. – 248 с.
15. Д в е р н я к о в В. С. Кинетика высокотемпературного разрушения материалов. – Киев: Наукова думка, 1981. – 152 с.

Статья поступила в редакцию 25.09.2006

Валерий Алексеевич Товстоног родился в 1947 г., окончил МВТУ им. Н.Э. Баумана в 1971 г. Канд. техн. наук, старший научный сотрудник. Автор свыше 100 научных работ в области специальных вопросов теплообмена, тепловой защиты и тепловых испытаний конструкций.

V.A. Tovstonog (b. 1947) graduated from the Bauman Moscow Higher Technical School in 1971. Ph. D. (Eng.), senior researcher. Author of more than 100 publications in the field of special issues of heat exchange, thermal protection and heat testing of constructions.