

УДК 629.7.036

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ РЕЗИНОПОДОБНОЙ КОКСУЮЩЕЙСЯ ТЕПЛОЗАЩИТЫ

© 2022 г. В. В. Миронов*, М. А. Толкач, В. В. Тлевцежев

ГНЦ ФГУП “Центр Келдыша”, Москва, Россия

*E-mail: kerc@elnet.msk.ru

Поступила в редакцию 22.12.2020 г.

После доработки 20.05.2021 г.

Принята к публикации 28.09.2021 г.

Предложен метод и проведено экспериментальное исследование прочности прококсованного слоя типичного резиноподобного теплозащитного материала. Из анализа экспериментальных результатов и их сопоставления с известными данными, полученными при имитации натуральных силовых нагрузок, установлен возможный диапазон изменения прочностных свойств прококсованного слоя для резиноподобной теплозащиты.

DOI: 10.31857/S0040364422030140

ВВЕДЕНИЕ

Одним из способов тепловой защиты камер сгорания энергодвигательных установок, работающих на твердом топливе, в том числе ракетных двигателей твердого топлива, является использование резиноподобных покрытий, которые, подвергаясь нагреву под действием конвективных и радиационных тепловых потоков, разлагаются с поглощением значительной доли поступающего тепла [1, 2]. При этом на поверхности теплозащитного покрытия формируется слой пористого коксового остатка, выполняющего функцию теплового сопротивления. Наиболее эффективная тепловая защита реализуется в том случае, когда коксовый остаток сохраняет целостность (не разрушается) в течение всего времени работы энергоустановки. Однако если по мере нарастания слоя коксового остатка происходит его разрушение, то процесс термодеструкции резиноподобного материала (РПМ) существенно интенсифицируется и для защиты стенок камеры сгорания энергоустановки потребуется существенно большая толщина защитного покрытия [3].

Прочностные свойства прококсованного слоя теплозащитных материалов являются важной характеристикой тепловой защиты для высокотемпературных установок. В условиях квазистационарного процесса термического разложения резиноподобного теплозащитного материала глубина термодеструкции (расположения фронта разложения) описывается простой зависимостью вида [1, 4]

$$\delta_d = \xi\sqrt{\tau},$$

где τ – время воздействия высокотемпературной среды; ξ – постоянная, зависящая от теплофизических свойств разлагающегося материала.

В этом случае глубина термодеструкции δ_d за полное время работы энергоустановки τ_p составит

$$\delta_d = \xi\sqrt{\tau_p}.$$

Потребная толщина покрытия $\delta_{\text{тзп}}$ будет определяться как [3]

$$\delta_{\text{тзп}} = k_z\delta_d,$$

где k_z – коэффициент запаса.

Предположим, что за время τ_p по мере нарастания коксового слоя его разрушение реализуется N раз. Тогда глубина термодеструкции может быть оценена величиной

$$\delta_d = \underbrace{\xi\sqrt{\frac{\tau_p}{N}} + \xi\sqrt{\frac{\tau_p}{N}} + \dots + \xi\sqrt{\frac{\tau_p}{N}}}_N = \xi N\sqrt{\frac{\tau_p}{N}} = \xi\sqrt{N\tau_p},$$

откуда следует, что для одинаковых k_z потребная толщина слоя тепловой защиты увеличится в \sqrt{N} раз.

Для определения возможности разрушения коксового слоя теплозащитного покрытия (ТЗП) необходимо знать его прочностные характеристики и определить механизмы, приводящие к его разрушению.

Общая схема силового взаимодействия коксуемых теплозащитных материалов (ТЗМ) с нагревающим газовым потоком приведена на рис. 1.

На рисунке показаны действующие на элемент поверхности ТЗП силы: τ_w – касательная

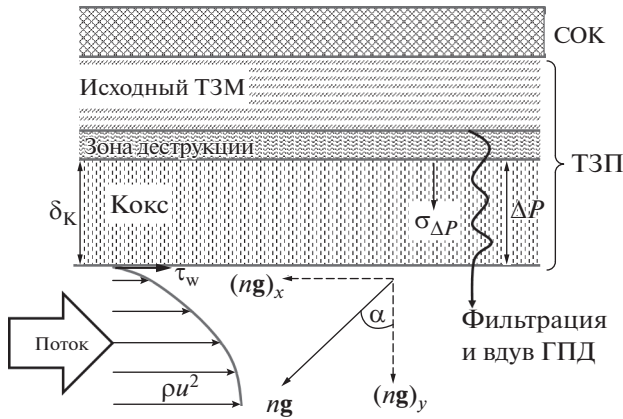


Рис. 1. Общая схема взаимодействия газового потока с элементом коксующейся тепловой защиты: СОК – силовая оболочка корпуса, ГПД – газообразные продукты деструкции.

сила трения, обусловленная набегающим потоком; $F_m \sim ng$ – вектор массовых сил, который может быть ориентирован к поверхности под различными углами α и приводить к появлению как нормальных $F_y \sim (ng)_y$, так и тангенциальных (касательных) $F_x \sim (ng)_x$ отрывающих сил; ΔP – перепад давления фильтрующихся газообразных продуктов деструкции по глубине разлагающегося материала (вызывает в нем отрывающие напряжения $\sigma_{\Delta P}$ в направлении, перпендикулярном поверхности).

Следует отметить, что осевые (боковые) напряжения сдвига (отрыва) массовых сил F_x в общем случае действуют вместе с касательными напряжениями трения τ_w .

Напряжение отрыва σ_m от действия массовой силы F_m оценивается величиной

$$\sigma_m = \rho_k \delta_k a = 0.3 \times 10^3 \times 10 \times 10^{-3} \times 100 \approx 300 \text{ Па},$$

где ρ_k, δ_k – плотность кокса и толщина прококсованного слоя; a – ускорение, обусловленное массовой силой F_m ; согласно данным [5], для отдельных классов ракетных двигателей возможное максимальное ускорение принято равным 100 м/с^2 .

Касательные напряжение трения τ_w оцениваются величиной (в Н/м^2 или Па)

$$\tau_w = c_f (\rho U^2 / 2) = (0.002 - 0.004) \times 10 \times (10 - 30)^2 / 2 = (3 - 10) / 2 \approx 1.5 - 5,$$

где c_f – коэффициент трения, ρU^2 – скоростной напор обтекающего газа; плотность ρ (в кг/м^3) и скорость потока (в м/с) выбраны согласно данным [1].

В общем случае усилие на отрыв кокса $F_{\Delta P}$ создают и пиролизные газы в порах прококсованного слоя (см. рис. 1). Перепад давления по толщине прококсованного слоя ΔP и отрывное напряжение в данном случае $\sigma_{\Delta P}$, согласно закону Дарси, определяется толщиной прококсованного слоя δ_k , расходом пиролизных газов $\rho_g V$ и газопроницаемостью кокса K_V :

$$\frac{\Delta P}{\delta_k} = v \rho_g V / K_V.$$

Здесь ρ_g – плотность пиролизного газа в порах прококсованного слоя; $v = \mu / \rho_g$ – кинематическая вязкость, $\text{м}^2/\text{с}$; μ – динамическая вязкость, Па с; K_V – вязкостный коэффициент газопроницаемости, м^2 .

Аппроксимируя зависимость глубины коксования от времени воздействия τ высокотемпературного потока соотношением $\delta_k = \xi \sqrt{\tau}$ [1, 3], получим следующее соотношение для оценки $\sigma_{\Delta P}$:

$$\sigma_{\Delta P} = \xi \sqrt{\tau} v \rho_g \frac{\xi}{2\sqrt{\tau} K_V} = \frac{\xi^2 v \rho_g}{2 K_V} = \frac{\xi^2 \mu}{2 K_V}. \quad (1)$$

Величина μ определяется в процессе равновесного термодинамического расчета. Согласно расчетов по [6], для РПМ на основе этиленпропиленового каучука в области температур от 600 до 1300 К μ изменяется от 0.2×10^{-5} до 0.35×10^{-5} Па с.

Для определения вязкостного коэффициента газопроницаемости K_V в (1) используются данные работы [7] для зависимости газопроницаемости от пористости углеродистого материала (табл. 1).

Учитывая, что пористость кокса РПМ составляет до 80%, для оценок можно принять $K_V = 10^{-12} \text{ м}^2$.

При $K_V = 10^{-11} - 10^{-12} \text{ м}^2$ и $\xi \approx (0.7 - 1.0) \times 10^{-3} \text{ м/с}^{1/2}$ [3] из (1) получается $\sigma_{\Delta P} = 0.5 - 5.0 \text{ Па}$.

Из сделанных оценок при принятых значениях c_f, ξ, μ, K_V следует, что отрывные напряжения от массовых сил (при десятикратной перегрузке) могут быть более чем на порядок больше напряжений трения и напряжений, обусловленных давлением пиролизных газов внутри прококсованного слоя.

Для построения расчетных методик, позволяющих учитывать разрушение прококсованного слоя от напряжений трения, перепада давления

Таблица 1. Зависимость K_V от пористости материала

Пористость, %	$K_V \times 10^{12}, \text{ м}^2$
22.4	0.32
17.7	0.22
14.3	0.10

по толщине кокса, а также от действия массовых сил, необходимо знать прочностные характеристики кокса — значение разрушающих напряжений σ .

Целью настоящей работы является экспериментальное изучение механизма высокотемпературного разрушения с определением прочности прококсованного слоя σ теплозащитных материалов на основе этиленпропилендиенового каучука с прямым измерением усилия и температур, при которых происходит разрушение (отслоение) прококсованного слоя РПМ. Кроме этого, выполнено сравнение прочности кокса с данными для РПМ на основе другого (бутадиен-нитрильного) каучука [8, 9].

Исследовался РПМ на основе этиленпропилендиенового каучука, близкий по составу и свойствам (теплофизическим характеристикам) к ТЗМ Р-864 [4, 10, 11].

ИЗВЕСТНЫЕ МЕТОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЧНОСТИ ПРОКОКСОВАННОГО СЛОЯ РЕЗИНОПОДОБНЫХ ТЕПЛОЗАЩИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Известны работы [8, 9], где приведены результаты экспериментального определения прочности прококсованного слоя. В этих работах рассматривался резиноподобный неармированный теплозащитный материал на основе бутадиеннитрильного каучука (содержанием 57.6%).

В экспериментах Центрального научно-исследовательского института специального машиностроения (ЦНИИСМ) [8] исследовалось влияние массовых сил на прогрев теплозащитного материала и разрушение его прококсованного слоя. Использовался модельный двигатель с газогенератором твердого топлива, который устанавливался на центрифуге.

В первой серии экспериментов работы [8] плоский образец с рабочей поверхностью $65 \times 30 \times 10$ мм располагался так, что центробежная сила действовала параллельно рабочей поверхности образца, обтекаемого потоком газа с температурой 2500–2700 К и скоростью до 70 м/с при атмосферном давлении. При проведении исследований использовалась центрифуга, позволяющая достигать скорости вращения до 1000 об/мин. Результаты экспериментов в виде зависимости глубины деструкции δ_d для центрального сечения образца от показателя перегрузки n при фиксированном времени испытания ($t = 14$ с) представлены на рис. 2 (каждая точка на графике соответствует среднему значению из 4–5 опытов). Погрешность определения глубины деструкции оценена в $\pm 12\%$.

В работе [8] перегрузка создавалась вращением центрифуги от 400 до 1000 об/мин и при ради-

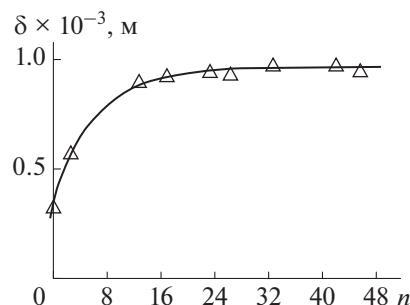


Рис. 2. Зависимость глубины деструкции δ_d от показателя перегрузки n при времени испытания $t = 14$ с: кривая — осредняющая линия, проведенная по экспериментальным точкам.

усе ~ 0.06 м. Легко получить, что в этом случае n изменялось в диапазоне 12.7–67.3. Глубина деструкции испытанного резиноподобного ТЗМ с ростом показателя перегрузки значительно возрастает (рис. 2).

В экспериментах в поле массовых инерционных сил с помощью телевизионной системы были зафиксированы достаточно частые отрывы частиц кокса с поверхности образца. В экспериментах без перегрузки отрыва частиц кокса с поверхности образца не наблюдалось. Авторы [8] пришли к выводу о том, что наличие массовых сил приводит к интенсивному разрушению и уносу кокса с поверхности теплозащитного материала.

Значения напряжений σ^* внутри прококсованного слоя, обусловленных инерционными силами, при которых происходит его разрушение (отрыв частиц кокса), оценивались с помощью следующего соотношения:

$$\sigma^* = l \delta_k \int_{r_1}^{r_2} \rho_k a(r) dr / S. \tag{2}$$

Здесь l — ширина образца; ρ_k — плотность кокса; r_1, r_2 — координаты границ образца (ближней к оси вращения и соответственно дальней); r — текущий радиус; S — площадь поверхности образца; $a(r)$ — ускорение; δ_k — толщина отрываемого кокса.

После преобразований для определения σ^* было получено и использовалось выражение

$$\sigma^* = 2\rho_k \pi^2 \omega^2 \delta_k (r_2^2 - r_1^2) / L,$$

где L — длина образца, ω — частота вращения центрифуги.

По результатам экспериментальных исследований в данной серии экспериментов авторы [8] определили предел прочности кокса в момент отрыва $\sigma^* \approx 90$ Па. Погрешность этого результата оценена в работе величиной $\pm 12\%$. Полагается, что предел прочности кокса σ^* равен действующему напряжению в момент отрыва.

Во второй серии экспериментов в [8] плоские образцы устанавливались так, что действие центробежных сил было направлено по нормали к их рабочим поверхностям от поверхности образца. Эксперименты выполнены при давлении $P = 4.0$ МПа, скорости газового потока ~ 5 м/с и температуре 3300 К. Тепловой поток к поверхности “холодного” образца ТЗМ составлял $\sim 8.2 \times 10^5$ Вт/м², что в три раза больше, чем в первой серии экспериментов. По семи опытам значение σ^* составило 82 Па при погрешности $\pm 14\%$.

Учитывая, что границы областей значений искомой величины σ^* с учетом доверительных интервалов, определенные по двум разным методикам в рассмотренных сериях экспериментов (с отличающимися почти в три раза значениями тепловых потоков к нагреваемой поверхности), пересекаются, авторы [8] сделали вывод, что для РПМ σ^* не зависит от величины теплового потока, подводимого к разрушающейся поверхности, и, соответственно, от темпа нагрева образца материала, а также что отрыв кокса происходит по сечению с наименьшей прочностью, которое расположено внутри зоны разложения материала.

В более поздней работе [9] приведены результаты определения прочности кокса при его разрушении, обусловленном касательными силами от обтекающего нагревающего потока. Исследования выполнены в два этапа.

На первом этапе эксперименты проведены в потоке продуктов сгорания ацетилена в кислороде с температурой $T_e \approx 2300$ К при скорости $v \approx 77$ м/с и давлении $p \approx 0.1$ МПа.

Установлено, что кокс сохраняется без разрушения в течение всех экспериментов длительно до 40 с. Максимальная толщина кокса достигала 8 мм.

При этом оцененная величина касательных напряжений составила $\tau = 16 \pm 4$ Па. Это значение τ в [9] принято за нижнюю оценку уровня механического нагружения, при котором кокс на поверхности образца типичного обугливающегося резиноподобного ТЗМ еще сохраняется (не отрывается).

На втором этапе для обеспечения проведения экспериментов с разрушением кокса использовалась установка с прогревом в потоке высокотемпературных газов (2100 К) при давлениях до 5 МПа, позволяющих достигать τ до 10^3 Па. Скоростной напор при постоянном давлении в газогенераторе (5 МПа) регулировался изменением размеров проточного канала (насадка), где размещался образец. Тепловой поток к поверхности в [9] оценен величиной $Q \geq 10^6$ Вт/м². Продолжительность эксперимента выбиралась так, чтобы обеспечить образование слоя отрывающегося кокса толщиной до 1 мм.

По результатам экспериментов определялась зависимость массовой скорости уноса ТЗМ от скорости газового потока. Начиная с определенного значения скорости газового потока U , кокс на поверхности образца после испытания отсутствовал.

Условие полного разрушения кокса формулировалось как равенство касательных напряжений трения τ газового потока пределу прочности кокса на растяжение σ^* в зоне сцепления последнего с исходным (неразложившимся) материалом:

$$\sigma^* = \tau. \quad (3)$$

По минимальному значению τ , при котором происходит унос кокса, определялось значение σ^* . При этом напряжение трения газового потока рассчитывалось по формуле

$$\tau = \frac{\lambda}{8} \rho U^2, \quad (4)$$

где λ – коэффициент сопротивления трубы, ρ – плотность газа.

Эксперименты показали, что значение скоростного напора газа в трубе, при котором происходит разрушение кокса, не превышает $\rho U^2/2 = 0.0117$ МПа. При таком скоростном напоре падение давления в рабочем канале с образцами ТЗМ не превышало 0.4%, и значение ρ вычислялось по показаниям датчика давления на входе в канал.

Значение λ определялось при помощи выражения для течения в трубах с развитой шероховатостью [12]:

$$\lambda = \left[2 \lg \left(\frac{d_r}{H} \right) + 1.75 \right]^{-2},$$

где H – высота элемента шероховатости, d_r – характерный размер (гидравлический радиус канала).

Минимальное значение скорости U , при которой имеет место отрыв кокса с образца ТЗМ при фиксированном давлении, определялось из серии экспериментов с заданной точностью как среднее из общего числа экспериментов. Толщина обугленного слоя Δ на образцах после экспериментов измерялась при минимальной скорости U . Высота элемента шероховатости H принималась равной Δ . Значение τ рассчитывалось по выражению (4), а значение прочности кокса σ^* исследовавшегося ТЗМ определялось из условия (3).

По результатам серии из 32 опытов получено $\sigma^* = 72 \pm 17$ Па.

В работе [9] сделан вывод: наименьшая прочность кокса резиноподобных ТЗМ наблюдается в зоне сцепления кокса с исходным материалом (область с $T \sim 650$ К). Данная температура близка к температуре, соответствующей максимальной скорости термической деструкции исследуемого материала, – 690 К.

Таблица 2. Значения прочности кокса σ^* и погрешности ее определения в зависимости от условий испытания

Источник	T, K	Нагрузка	σ^*, Pa	Погрешность, %
[8]	2500–2700	Касательная	90	± 12
[8]	3300	Нормальная на растяжение	82	± 14
[9]	2100	Касательная	72	± 23.6 (17 Па)

Примечание. T – температура нагревающего потока. Погрешность определялась при доверительной вероятности 0.95.

В табл. 2 приведены итоговые результаты по определению прочности кокса в работах [8] и [9].

В рассмотренных экспериментах температура материала (кокса) со стороны нагрева переменна во времени: в момент непосредственно после удаления слоя кокса $\sim 700 K$, в период образования слоя кокса на $100–300 K$ ниже температуры потока (в зависимости от условий обтекания: температуры потока, конвективного и лучистого теплообмена).

В [8, 9] прочность прококсованного слоя оценивалась по косвенным признакам без прямого измерения усилий (“нагрузка” определялась расчетным путем – см. (2) и (4)), что приводит к значительным (до 24%) погрешностям. Кроме этого, в рассмотренных работах отсутствует экспериментальное определение температур, при которых происходит разрушение прококсованного слоя. Знания этих температур важны для построения расчетных методик.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Эксперименты по определению прочности коксового слоя, образующегося во время прогрева (коксования) образца ТЗМ, с определением температур в области разрушения и прямым измерением прилагаемой нагрузки проводились на установке, схематически показанной на рис. 3.

Способ определения предела прочности образца материала состоит в закреплении образца, его нагревании, нагружении растягивающим усилием до разрушения с прямым измерением разрушающего усилия и площади поперечного сечения в момент разрыва.

Установка состоит из камеры 1 и электрических контактов 4, к которым крепится нагревательный элемент (НЭ) 2 из графита марки ПРОГ-230. Для исключения горения образца во время испытаний камера 1 заполняется инертным газом (гелием) под давлением $0.1–0.3 MPa$. Температура НЭ может повышаться до $\sim 3300 K$. Образец материала изготавливается из единой заготовки материала и состоит из двух частей: пластины и цилиндрической части. Границей между пластиной-основанием образца и цилиндрической частью служит кольцевая проточка глубиной 2 мм. Образец крепится под нагревательным элементом, как пока-

зано на рис. 3. Первоначальные эксперименты без кольцевой проточки показали, что отрыв не прококсованной цилиндрической части образца происходит по сечению с неконтролируемой площадью и периметром, превышающим периметр цилиндрической части образца. В экспериментах с проточками различной глубины ($1.5–3 mm$) получено, что наличие проточки не приводит к заметному изменению результатов.

Наряду с контактным нагревом (рис. 3) основные исследования выполнены с использованием нагрева излучением. В этом случае между образцом РПМ 2 и нагревательным элементом 1 имел место зазор (рис. 4). Образец 2 устанавливался на расстоянии $2–3 mm$ от поверхности НЭ. Зазор регулировался с помощью специальной графитовой подложки 5.

Лучистый нагрев использован с целью обеспечения газового зазора между НЭ и образцом и, следовательно, свободного оттока пиролизных газов от поверхностного (коксующегося) слоя ТЗМ. В этом случае устраняется накопление газообразных продуктов разложения ТЗМ в порах прококсованного слоя [4] и, следовательно, исключается влияние дополнительных сил давления на отрыв цилиндрической части образца от кокса (см. (1)), что повышает достоверность получаемых результатов.

Образец со стороны перекладки нагревается до температуры, близкой к температуре нагревателя, которая значительно выше температуры коксо-

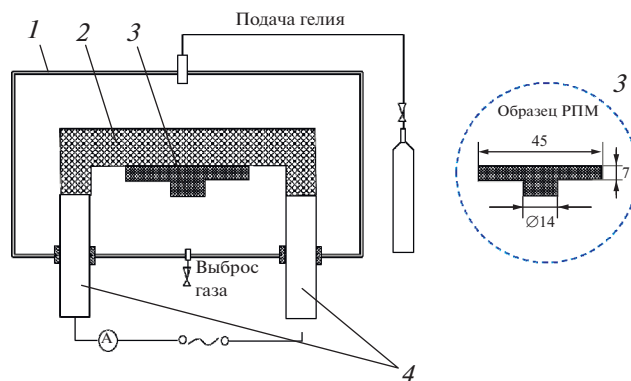


Рис. 3. Схема экспериментальной установки: 1 – камера, 2 – нагреватель, 3 – образец ТЗМ (РПМ), 4 – электродконтакты.

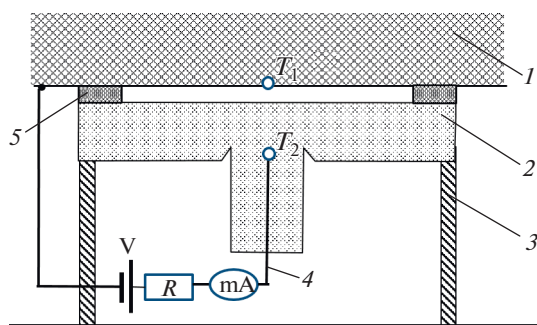


Рис. 4. Схема крепления образца ТЗМ к нагревательному элементу с зазором и устройством для фиксации момента отрыва цилиндра: 1 – нагреватель, 2 – образец РПМ, 3 – подставка, 4 – вольфрамовая нить, 5 – графитовая подложка; R – сопротивление (15 кОм); mA – миллиамперметр; V – источник тока; T_1 , T_2 – места заделки термопар.

вания материала образца. В процессе нагрева тепловая волна (и зона коксования) в образце ТЗМ движется со стороны НЭ вглубь материала. При подходе зоны коксования к кольцевой проточке в случае, если вес оставшегося (непрококсованного) цилиндрического участка образца с грузом достаточен, цилиндрическая часть образца отрывается. После остывания образца морфология среза (области разрыва) анализировалась визуально с использованием микроскопа. Отмечена незначительная шероховатость (зернистость) обеих поверхностей разрыва (как со стороны прококсованной части образца, так и на поверхности со стороны, не подвергнутой коксованию) с отклонением к поверхностям в направлении оси цилиндра не более 0.5 мм. При наличии кольцевой проточки сечение отрыва расположено в плоскости, перпендикулярной оси отрываемого цилиндра и проходящей через кольцевую проточку. Срез практически имеет форму круга.

Разрушающее усилие измеряется взвешиванием оторвавшейся части образца (в отдельных случаях с дополнительным грузом). Изменяя (уменьшая) вес груза и/или длину цилиндрического участка образца, эксперимент повторяется до тех пор, пока цилиндр не останется на месте (по окончании эксперимента). Средний вес цилиндрических частей образцов в двух соседних испытаниях (с оторвавшимся и не оторвавшимся цилиндрическим участком) принимается (в первом приближении) за предельную силу F отрыва коксового слоя.

При изучении механизма разрушения измерялись:

– температура нагревательного элемента $T_{нэ}$ (T_1 на рис. 4);

– температура $T_{ц}$ образца в области кольцевой проточки в зоне отрыва (по оси цилиндра) (T_2 на рис. 4).

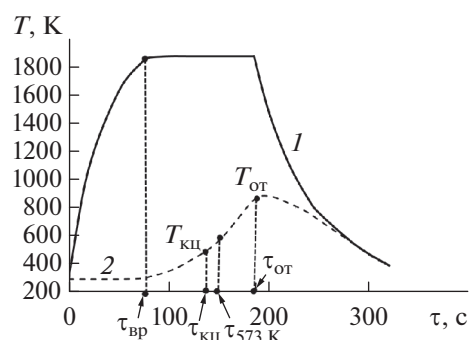


Рис. 5. Зависимость $T_{нэ}$ (1) и $T_{ц}$ (2) от времени эксперимента.

Для измерения температур использовалась вольфрам-рениевая термопара диаметром 0.2 мм, с диапазоном измерения от 300 до 2500 K и погрешностью ~0.1%. С учетом пологости профиля температуры в области разложения РПМ с минимальной толщиной зоны деструкции ~2 мм и перепадом температуры в 200 K (600–800 K) [1] при погрешности установки термопары по глубине в 0.2 мм погрешность в измеряемой температуре составляет ~20 K, или ~3%.

Для фиксации момента времени отрыва цилиндрического участка использовано электрическое устройство, схема которого приведена на рис. 4.

Устройство основано на диэлектрических свойствах исходного ТЗМ и достаточно высокой электропроводности прококсованного слоя материала.

При достижении фронтом коксования плоскости кольцевой проточки цепь замыкается, стрелка миллиамперметра отклоняется. В момент отрыва цепь размыкается, стрелка возвращается в исходное положение.

По результатам испытаний прочность кокса определяется по формуле

$$\sigma = F/S, \quad (5)$$

где $F = mg$ – сила, под действием которой происходит отрыв цилиндрической части образца, – вес оторвавшейся части образца с дополнительным грузом (при его наличии); S – площадь разрыва кокса (m^2), $S = 1.54 \text{ cm}^2$.

В качестве примера на рис. 5 приведена зависимость температуры $T_{нэ}$ от времени испытания и температура в центре цилиндрической части $T_{ц}$ в плоскости проточки.

По наклону кривой $T_{ц}$ можно оценить темп нагрева b (K/c) в области кольцевой проточки в момент отрыва; $\tau_{от}$, $T_{от}$ – время и температура, при которых имело место отслоение (отрыв) цилиндрической части образца; $\tau_{кц}$, $T_{кц}$ – время и температура, при которых слой ТЗМ между на-

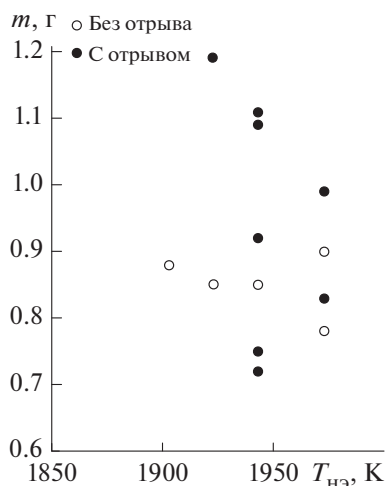


Рис. 6. Зависимость массы отрывающегося цилиндра от максимальной температуры НЭ $T_{нэ}$.

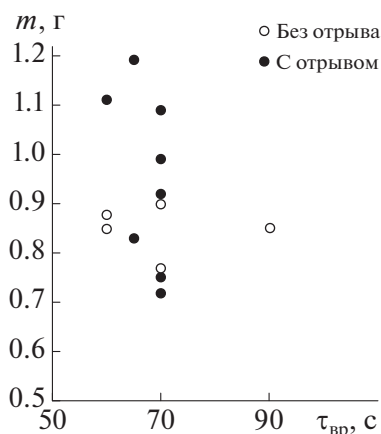


Рис. 7. Зависимость массы отрывающегося цилиндра от времени выхода НЭ на режим.

гревателем и плоскостью проточки образца становится электропроводным (начало коксования).

РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Исследовались образцы, изготовленные из двух пластин РПМ одной партии изготовления.

Основная часть экспериментов выполнена при близких значениях времени выхода нагревательного элемента на режим $\tau_{вр}$ (60–90 с) при давлении гелия в камере 0.3–0.35 МПа. Время выхода на режим и максимальная температура нагревателя определяются величиной пропускаемого через него тока. Исследования проведены в следующих диапазонах максимальных температур нагревательного элемента:

- 1) $T_{нэ} = 1890–1970$ К для образцов из первой пластины РПМ;
- 2) $T_{нэ} = 1840–1940$ К – для образцов из второй пластины РПМ.

Пример получаемых при измерениях результатов приведен на рис. 6 и 7 (для образцов из пластины №1).

Характерные времена и температуры прогрева в экспериментах для образцов из разных пластин представлены в табл. 3.

Результаты обработки данных, включая рассчитанные по (5) предельные напряжения, при которых имел место отрыв прококсованного слоя, приведены в табл. 4.

При вычислении σ_a по (5) величина F , под действием которой происходит разрыв кокса, определяется как среднее между максимальным весом не оторвавшейся цилиндрической части образца (определяется размерами цилиндрической части) и минимальным весом оторвавшегося цилиндра. Значение σ_b определялось по (5) с использованием величины F , полученной как полусумма средних значений веса оторвавшихся и не оторвавшихся цилиндрических частей образца.

Предельные напряжения σ_a и σ_b характеризуют прочность кокса и представляют собой предельное нормальное (растягивающее) усилие на единицу площади, при котором происходит разрыв прококсованного слоя.

Незначительное расхождение в σ_a и σ_b (в пределах погрешности), полученных для одинаковых выборок экспериментальных данных (по $T_{нэ}$ и $\tau_{вр}$), показывает возможность использования каждого из способов обработки данных для определения предельных напряжений.

Из полученных данных также следует, что изменение времени выхода нагревательного эле-

Таблица 3. Условия проведения экспериментальных исследований образцов

№ пластины	$\tau_{вр}$, с	$\tau_{кц}$, с	$\tau_{от}$, с	τ_{573} , с	$T_{нэ}$, К	$T_{кц}$, К	$T_{от}$, К	b , К/с
1	68.7	136.6	181.0	135.0	1946	563	773	4.7
2	67.7	124.2	172.8	125.7	1916	421	850	11.9

Примечание. Приведены средние значения по всем экспериментам (образцам) для каждой из пластин; τ_{573} – время достижения температуры 573 К у цилиндра.

Таблица 4. Результаты экспериментальных исследований

Пластина №	1		2		Выборка по
$T_{НЭ}$, К	1898–1973		1843–1923	1843–2073	
Средняя $T_{НЭ}$, К	1946		1883	1916	
σ_a , Па	52		43	44	
σ_b , Па	58		50	50	
$\tau_{вр}$, с	60–70	60–90	60–70	70–90	$\tau_{вр}$
Среднее $\tau_{вр}$, с	65	68.5	67.7	80	
σ_a , Па	52	52	44	50	
σ_b , Па	58	58	49	51	

Примечание. Средние значения определены по всем экспериментам (образцам) для данной пластины в указанном диапазоне изменений $T_{НЭ}$ или $\tau_{вр}$; погрешность при доверительной вероятности 0.95 составляет $\pm 7\%$; σ_a и σ_b различаются способом вычисления.

мента на режим в пределах 60–90 с не приводит к существенным изменениям в величине σ .

Отличие в σ для образцов из разных пластин составляет для σ_a 17%, для σ_b 15%. Однако связать полученные отличия с изменением свойств кокса для разных пластин невозможно, так как сравниваемые σ получены при отличающихся условиях прогрева: температуре нагревательного элемента и времени выхода на режим (см. табл. 4).

Полученные результаты по σ иллюстрированы на рис. 8. Приведено минимальное и максимальное значения σ для каждой из серий экспериментов. На рисунке также показано среднее значение $\sigma = 39$ Па (обозначено треугольником), полученное без использования графитовой подложки 4 (см. рис. 3), т.е. при прогреве без зазора между образцом и нагревателем для температуры нагревательного элемента 1773 К. Значение рассчитано аналогично σ_a .

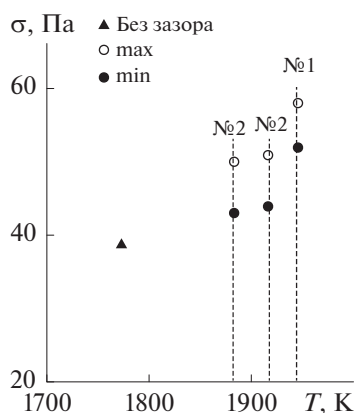


Рис. 8. Зависимость σ от температуры нагревательного элемента: № 1, № 2 – номера пластин; темпы нагрева в области деструкции: 4.7 К/с для № 1 и 11.9 К/с для № 2.

Более низкое значение прочности кокса, полученное в испытаниях без зазора между образцом и нагревателем, может быть связано и с более низкой температурой нагревателя, и занижено за счет уменьшения силы отрыва: при плотном прилегании образца к нагревательному элементу возможно существенное влияние на отрыв давления в порах прококсованного слоя. Оценки показали, что при частичном перекрытии пор на выходе из кокса (уменьшение газопроницаемости кокса, когда образец РПМ прижат к НЭ) $\sigma_{\Delta P} \approx 5-10$ Па. Учитывая это, получим значение $\sigma = 44-49$ Па, т.е. значение, близкое к величинам для случая экспериментов с газовым зазором.

Отличие в величине приведенных в табл. 4 σ (рис. 8) от данных работ [8, 9] (табл. 2) может быть связано с влиянием состава РПМ на прочность прококсованного слоя (в основе лежат различные каучуки: соответственно этиленпропилендиеновый и бутadiен-нитрильный). Кроме этого, более высокие значения σ^* в [8, 9] могут быть обусловлены неучтенными особенностями разрушения кокса: в экспериментах [8, 9] отрыв кокса происходил не только по зоне контакта с неразложившимся материалом, но и по боковым поверхностям сцепления с другими частицами кокса.

Данное предположение подтверждается киносъемкой, выполненной авторами [8], – имеет место не отрыв коксового слоя в целом по зоне разложения, а отрыв отдельных его частиц, т.е. полученное авторами значение σ^* учитывает и напряжения на фрагментацию прококсованного слоя на частицы. В результате σ^* в [8, 9] для отрыва по зоне коксования завышено.

Утверждение в [8], что величина σ^* всегда значительно меньше прочности сцепления частиц кокса между собой, представляется не вполне обоснованным.

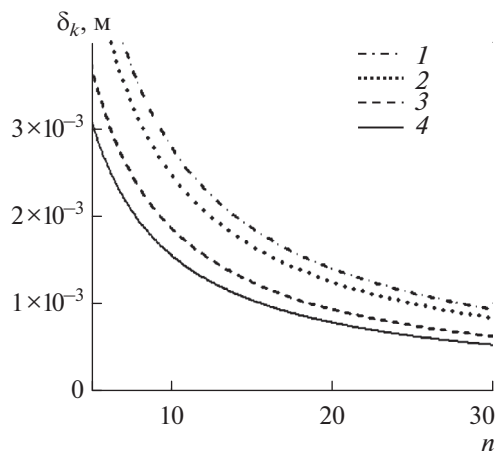


Рис. 9. Зависимость толщины отрывающегося кокса δ_k от перегрузки n при различной прочности прококсованного слоя σ : 1 – $\theta = 90$ Па, 2 – 80, 3 – 60, 4 – 50.

При известной величине предельного напряжения σ , полученной экспериментально, возможная толщина слоя кокса δ_k , отрывающегося от ТЗП инерционными силами в натуральных изделиях, может быть определена с использованием соотношения

$$\delta_k = \sigma / (\varphi_k \rho_m a) = \sigma / (\varphi_k \rho_m 9.8n). \quad (6)$$

Здесь σ – предельное напряжение, Па; δ_k – толщина кокса, начиная с которой имеет место отрыв прококсованного слоя, м; φ_k – коксовое число; ρ_m – исходная плотность ТЗМ, кг/м³; a – ускорение, обусловленное действием массовых сил на рассматриваемый участок теплозащитного покрытия, м/с²; n – величина перегрузки.

На рис. 9 приведены результаты расчетов δ_k по соотношению (6). Расчеты проведены при $\varphi_k = 0.3$ и $\rho_m = 1100$ кг/м³. Представлены предельные кривые. Область выше кривой с заданной σ соответствует отрыву кокса при достижении перегрузкой заданной величины, ниже кривой расположена область без удаления прококсованного слоя – величины перегрузки недостаточно для отрыва прококсованного слоя заданной толщины.

Согласно [8], при прочности $\sigma = 82$ Па толщина срывающегося кокса составляет порядка 1 мм. В этом случае, как следует из рис. 2 и 9, $n \sim 25$.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполнены экспериментальные исследования и установлен диапазон изменения значений предельных напряжений при нормальном (растягивающем) нагружении прококсованного слоя РПМ на основе этиленпропилендиенового каучука (40–60 Па).

Получены экспериментальные данные в части диапазона температур, при которых происходит разрушение и удаление кокса РПМ при нагрузках,

приложенных по нормали к поверхности прогрева (773–850 К) (табл. 3). Эти данные подтверждают предположение работ [8, 9], что разрушение (отрыв) прококсованного слоя происходит в зоне от температуры максимума скорости разложения до температуры конца разложения.

Сравнение полученных данных с результатами для РПМ на основе бутадиен-нитрильного каучука указывает на возможное существенное влияние на прочность (предельное разрушающее растягивающее напряжение) прококсованного слоя неармированных РПМ свойств каучука, лежащего в основе материала. Для установления причин отличий, обусловленных каучуком, требуются дальнейшие исследования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Губертов А.М., Миронов В.В., Волкова Л.И. и др. Газодинамические и теплофизические процессы в ракетных двигателях твердого топлива / Под ред. Коротеяева А.С. М.: Машиностроение, 2004. 512 с.
2. Миронов В.В., Толкач М.А. Термическая деструкция резиноподобных теплозащитных материалов под слоем конденсированной фазы // ТВТ. 2019. Т. 57. № 2. С. 269.
3. Кошлаков В.В., Миронов В.В., Чумакин К.А., Толкач М.А. Экспериментальные исследования разброса теплозащитных характеристик резиноподобной теплозащиты // ТВТ. 2020. Т. 58. № 2. С. 266.
4. Полежаев Ю.В., Фролов Г.А. Тепловое разрушение материалов / Под ред. Скорохода В.В. Киев: Изд-во ИПМ НАНУ, 2005. 288с.
5. Мухамедов В.С. Твердотопливные двигатели специального назначения. СПб.: СОТ, 2018.
6. Трусов Б.Г. Компьютерное моделирование фазовых и химических равновесий // Инж. вестн.: электр. науч.-техн. журн. 2012. № 10. (<http://engsi.ru/doc/483186.html>)
7. Плевин Г.В., Сычева Л.И. Изменение пористой структуры и свойств углеродистых материалов в процессе пропитки пеками и последующей термообработки // Совершенствование технологии и улучшение качества электродной продукции. Сб. науч. тр. Челябинск: Южно-Уральск. кн. изд-во, 1974. № 6. С. 30.
8. Гаращенко А.Н., Кузнецов Г.В., Ткачев А.И. Механизм высокотемпературного разрушения резиноподобных теплозащитных материалов в поле массовых инерционных сил // ТВТ. 1995. Т. 33. № 3. С. 458.
9. Кузнецов Г.В. Экспериментальная оценка прочности кокса обугливающегося резиноподобного теплозащитного материала // ФГВ. 1996. Т. 32. № 5. С. 143.
10. Яскин А.В. Конструкции и отработка ракетных двигателей на твердом топливе. Учеб. пособ. Бийск: Изд-во Алт. гос. техн. ун-та, 2010. 200 с.
11. Конструкции ракетных двигателей на твердом топливе / Под ред. Лаврова Л.Н. М.: Машиностроение, 1993. 215 с.
12. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа. М.: Наука, 1978. 840 с.