

УДК 641.454.2

Исследование эффективности регенеративного охлаждения прямоточной камеры сгорания продуктами газификации энергоконденсированного материала*

И.С. Аверьков, К.Ю. Арефьев, А.В. Байков, Л.С. Яновский

*Центральный институт авиационного моторостроения
им. П.И. Баранова, Москва*

E-mail: averkov@ciam.ru, arefyev@ciam.ru

Представлены результаты математического моделирования теплового состояния камер сгорания с регенеративным охлаждением для прямоточных воздушно-реактивных двигателей перспективных летательных аппаратов. Рассмотрено охлаждение камер сгорания продуктами газификации комбинированного заряда энергоконденсированного материала, где в качестве наполнителя используется полиэтилен, а в качестве активного вещества — соединения на основе октогена. Определены расходы охлаждающего энергоконденсированного материала, обеспечивающие допустимые уровни температур камер сгорания при различных режимах работы двигателей.

Ключевые слова: математическое моделирование, тепловое состояние, камера сгорания, энергоконденсированный материал, продукты газификации.

Введение

Ключевым направлением совершенствования летательных аппаратов (ЛА) с внутриатмосферной зоной эксплуатации является создание эффективных силовых установок с прямоточными воздушно-реактивными двигателями (ПВРД). Большой практический интерес представляют ПВРД, где в качестве топлива могут использоваться энергоконденсированные материалы (ЭКМ), обладающие высокой объемной теплотой сгорания, а также рядом эксплуатационных преимуществ перед жидкими горючими.

Согласно работе [1], наиболее перспективными являются высокоскоростные ЛА, для которых уровень температуры торможения воздуха на входе в камеру сгорания (КС) T_b^* превышает 1500 К. В этом случае осредненное значение хладоресурса топлива ΔH для обеспечения работоспособности ПВРД [2], выполненного из существующих конструкционных материалов, должно составлять не менее 2,5 МДж/кг (рис. 1). Такой уровень ΔH может быть достигнут при использовании эндотермических топлив, способных к поглощению большого количества теплоты при их химической деструкции, реализуемой в каналах системы регенеративного охлаждения (с последующим их горением в КС).

Для высокоскоростных ПВРД с использованием ЭКМ важной задачей является обеспечение длительной работоспособности. Следует отметить, что ресурсные характеристики ПВРД в первую очередь зависят от реализуемого в элементах его конструкции

* Работа выполнена при финансовой поддержке РФФ (грант № 15-11-30012).

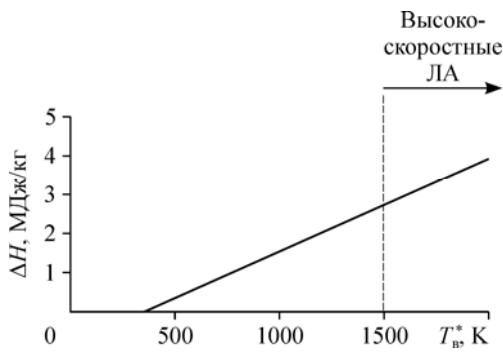


Рис. 1. Зависимость потребного хладоресурса топлива от температуры торможения воздуха на входе в ПВРД.

теплового режима. В ПВРД наиболее теплонагруженными узлами являются КС и сопло, в проточном тракте которых рабочее тело имеет температуру торможения до 3000 К и высокую скорость течения при давлении 0,3–1,5 МПа [3, 4].

Известно [5, 6], что в конструкциях ПВРД могут использоваться высоколегированные стали и сплавы, а также жаростойкие металлические или композиционные материалы.

Стали и сплавы на основе хром-никелевых соединений позволяют достичь рабочих температур стенки, омываемой газовой средой, до 1470 К. Применение тугоплавких материалов, например, на основе вольфрама, ниобия и др., сопровождается существенным снижением технологичности и увеличением стоимости конструкции. Кроме того, тугоплавкие материалы интенсивно взаимодействуют с окислительной средой, ввиду чего требуется их защита от воздействия высокотемпературного воздушного потока в виде жаростойких покрытий, в частности, из оксидов алюминия или циркония [7, 8], которые в условиях работы ПВРД имеют ограниченный ресурс. В настоящее время повышенную жаростойкость обеспечивают углерод-карбид-кремниевые композиционные материалы [9], которые могут использоваться в воздушной среде до температур 1700–2000 К. Эти материалы могут найти применение преимущественно в неохлаждаемых конструкциях ПВРД с температурой рабочего тела до 2500 К. Однако в настоящее время не решен ряд проблем конструкционного и технологического характера [10]. Таким образом, целесообразно рассматривать возможность применения регенеративного охлаждения стенок КС, изготовленных из существующих и отработанных конструкционных материалов, с помощью топлива большого хладоресурса. Настоящая статья посвящена анализу эффективности регенеративного охлаждения стенок КС продуктами газификации ЭКМ с целью выявления геометрических и режимных характеристик, обеспечивающих работоспособность двигателя в условиях высоких тепловых нагрузок.

Рассматривается ПВРД подфюзеляжной конфигурации с прямоугольным сечением КС шириной a и высотой b (рис. 2), который интегрирован в ЛА 11 и состоит из воздухозаборного устройства (ВЗУ) 1 с изолятором 2, КС 3 длиной $L_{КС}$ и сопла 4. Отметим, что в КС с прямоугольным сечением могут быть установлены продольные ребра 5, обеспечивающие жесткость и прочность конструкции и образующие N модулей 6 проточного тракта КС. Для охлаждения в стенках КС выполнены каналы 7, по которым проходят продукты газификации ЭКМ 8, расположенного в газогенераторе 9. Для подачи продуктов газификации в КС используются газовые форсунки 10.

В качестве базового материала стенок КС выбран сплав ХН60ВТ [5], обладающий рабочей температурой ~ 1450 К. Примем, что продольная координата x отсчитывается от места подачи топлива. Регенеративное охлаждение сопла двигателя в настоящей статье не рассматривается.

Работа ПВРД при высоких скоростях полета осуществляется следующим образом. Поток атмосферного воздуха сжимается в ВЗУ и через изолятор поступает в КС. Продукты газификации ЭКМ из газогенератора поступают в каналы рубашки охлаждения и далее подаются в проточный тракт КС. В результате сгорания образовавшейся топливно-воздушной смеси в проточном тракте КС выделяется большое количество тепловой энергии. Далее высокотемпературная газоздушная смесь протекает через сверхзвуковое

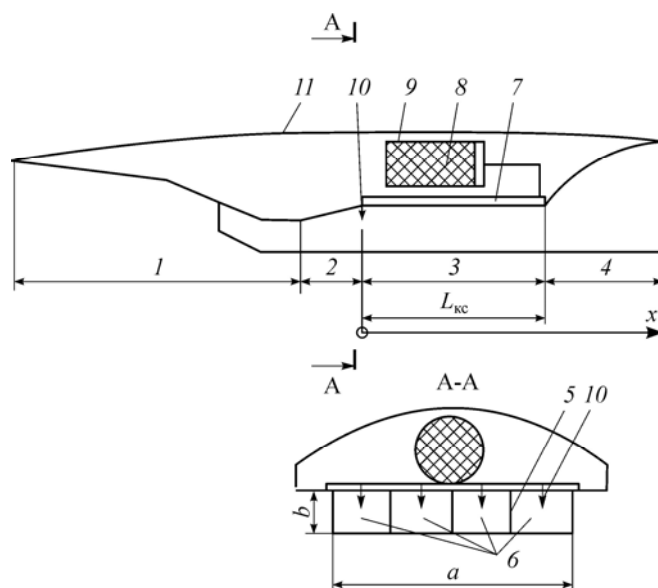


Рис. 2. Схема ПВРД в составе ЛА.

1 — ВЗУ, 2 — изолятор, 3 — КС, 4 — сопло, 5 — продольное ребро, 6 — модули проточного тракта КС, 7 — каналы рубашки охлаждения, 8 — ЭКМ, 9 — газогенератор, 10 — газовые форсунки, 11 — ЛА.

сопло и создает тягу. Часть внешней поверхности КС может охлаждаться путем радиационного теплообмена с окружающей средой, что позволит снизить потребный расход охладителя.

При рассмотрении вопросов охлаждения КС высокоскоростных ПВРД целесообразно, по мнению авторов, выделить три группы размерностей ЛА, в составе которых применяются ПВРД: «малая», «средняя» и «большая». К малоразмерным относятся ЛА с характерной длиной менее 5 м и диаметром миделя до 0,6 м. В таких ЛА конструкция ПВРД обычно имеет КС длиной не более 2 м с одним продольным ребром или без него. ЛА средней размерности имеют длину 5–10 м и диаметр миделя 0,6–1,4 м. КС двигателей для таких ЛА имеет длину до 4 м и содержит несколько продольных ребер (обычно 3–4). Длина и диаметр миделя ЛА большой размерности составляют более 10 м и 1,4 м соответственно. В двигателях ЛА большой размерности имеется до 10 продольных ребер.

Энергоконденсированные материалы для охлаждения камеры сгорания

Выбор химического состава ЭКМ является важной задачей, решение которой может существенно влиять на удельные энергетические параметры ПВРД и эффективность регенеративной системы охлаждения. Основываясь на предварительных расчетно-экспериментальных данных авторов, к основным требованиям, которым должны удовлетворять ЭКМ в качестве охладителя КС и топлива ПВРД, можно отнести следующие:

- отсутствие конденсированной фазы в продуктах газификации и минимизация ее выделения в каналах охлаждения при температурах до 1000 К;
- температура газов, поступающих в каналы рубашки охлаждения, не более 800 К;
- высокий суммарный физико-химический хладоресурс, составляющий не менее 2,5 МДж/кг;
- минимальный окислительный потенциал продуктов газификации ЭКМ;
- плотность ЭКМ не менее 1000 кг/м³;
- высокая теплота сгорания продуктов газификации ЭКМ в воздушном потоке.

Для охлаждения представляется целесообразным рассмотреть комбинированные заряды ЭКМ, которые состоят в основном из наполнителя, обеспечивающего высокое тепловыделение при горении с воздухом в КС, и небольшого количества активного вещества, предназначенного для газификации заряда в газогенераторе.

Для размещения и газификации ЭКМ могут быть использованы как однокамерные, так и двухкамерные газогенераторы (рис. 3). В однокамерных газогенераторах (3) заряд ЭКМ является смесью активного вещества (1) и наполнителя (2). Одним из условий работоспособности такого заряда является его равномерное выгорание, что обеспечивается равенством скоростей горения активного вещества и скорости термодеструкции наполнителя. Для выполнения этого условия могут быть использованы специальные ингибиторы или катализаторы горения активного вещества, а также специальные быстрогорящие добавки, которые в небольших количествах вводятся в состав наполнителя. В конструкциях двухкамерных газогенераторов активное вещество (1) и наполнитель (2) размещены в отдельных камерах. При работе таких газогенераторов горение активного вещества в первой камере (4) создает поток газов с температурой более 2000 К. Этот поток газов омывает поверхность пористого или канального заряда твердого наполнителя (не способного к самостоятельному горению в газогенераторе), размещенного во второй камере (5). При контакте с высокотемпературными газами наполнитель подвергается испарению (сублимации) и термодеструкции. При этом скорость процесса газификации преимущественно определяется теплофизическими свойствами наполнителя и активного вещества.

В качестве наполнителя в комбинированном заряде целесообразно выбрать такое твердое горючее, которое при газификации выделяет легкие углеводородные соединения. В качестве такого горючего можно использовать полиэтилен, полиизобутилен, полиметилметакрилат, амидные полимеры и др. Термодинамический анализ показывает, что применение полимеров на базе ароматических соединений нежелательно из-за большого выделения сажи при их разложении.

В настоящей работе в качестве наполнителя использовался полиэтилен (C_2H_4)_n, который наиболее полно отвечает вышеприведенным требованиям к ЭКМ. Эксперименты, проведенные авторами, показали, что до температур $T \sim 1000$ К разложение полиэтилена является существенно неравновесным процессом. При температурах ниже 1000 К в продуктах газификации полиэтилена практически отсутствует конденсированный углерод, а в их составе преимущественно содержатся следующие компоненты: C_2H_4 , C_3H_{10} , C_6H_{12} , C_9H_{18} , $C_{10}H_{20}$. При температурах выше 1000 К полиэтилен подвергается интенсивному крекингу с образованием C_2H_2 и H_2 с интенсивным коксообразованием. Ввиду этого перегрев продуктов газификации (C_2H_4)_n выше $T = 1000$ К может привести к ухудшению теплопередачи и изменению гидравлических характеристик каналов, что недопустимо при организации охлаждения ПВРД.

Для ЭКМ, состоящего преимущественно из полиэтилена, получены температурные зависимости физического и суммарного (физико-химического) хладоресурса продуктов газификации (рис. 4) относительно начальной температуры $T_0 = 750$ К. Видно, что физический хладоресурс ΔH_{ϕ} продуктов газификации полиэтилена при их нагреве на $\Delta T = T - T_0 = 500$ К

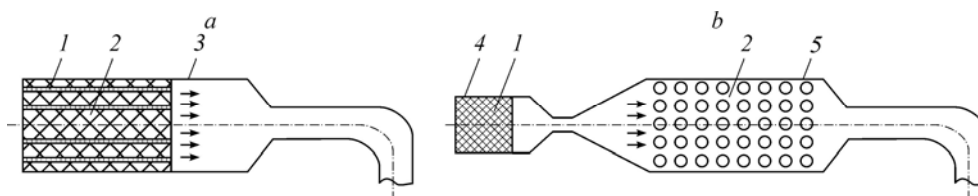


Рис. 3. Схемы однокамерного (а) и двухкамерного (б) газогенераторов с комбинированным зарядом ЭКМ.

1 — активное вещество, 2 — наполнитель, 3 — однокамерный газогенератор, 4, 5 — первая и вторая камеры газогенератора.

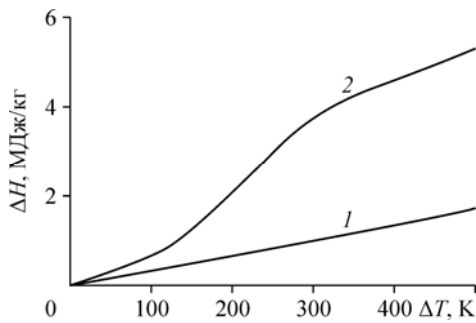


Рис. 4. Зависимость хладоресурса продуктов газификации ПЭ от изменения температуры.

1 — ΔH_{ϕ} , 2 — ΔH_{Σ} .

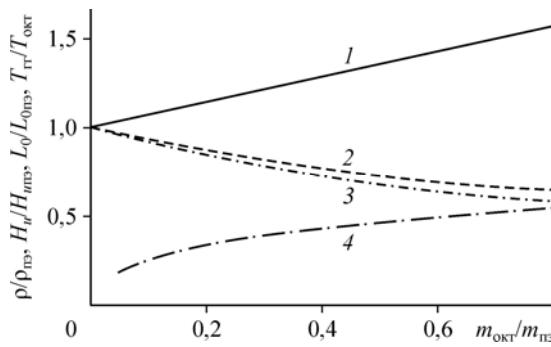


Рис. 5. Зависимость свойств материала комбинированного заряда от содержания октогена.

1 — $\rho/\rho_{пэ}$, 2 — $H_u/H_{ипэ}$, 3 — $L_0/L_{0пэ}$, 4 — $T_{гт}/T_{окт}$.

составляет менее 2 МДж/кг. Однако за счет эндотермических реакций в каналах рубашки охлаждения значения суммарного хладоресурса ΔH_{Σ} существенно превышают ΔH_{ϕ} . Показано, что величина $\Delta H_{\Sigma} \sim 2,5$ МДж/кг может быть достигнута при нагреве продуктов газификации полиэтилена на $\Delta T = 250$ К относительно начальной температуры 750 К. Таким образом, применение полиэтилена в качестве наполнителя в комбинированном заряде обеспечивает потребное значение хладоресурса в допустимом температурном диапазоне.

В качестве активного вещества комбинированного заряда рассмотрено соединение [11], основу которого (более 90 % массы) составляет октоген. На рис. 5 представлены результаты расчета относительных значений плотности $\rho/\rho_{пэ}$ материала комбинированного заряда, его стехиометрического соотношения $L_0/L_{0пэ}$ и низшей теплоты сгорания ЭКМ с воздухом $H_u/H_{ипэ}$, а также температуры в газогенераторе $T_{гт}/T_{окт}$ при различном соотношении масс $m_{окт}/m_{пэ}$. Здесь $\rho_{пэ}$ — плотность полиэтилена, $L_{0пэ}$ — стехиометрическое соотношение его смеси с воздухом, H_u — массовая теплота сгорания, $H_{ипэ}$ — теплота сгорания полиэтилена, $T_{окт}$ — температура разложения октогена, $T_{гт}$ — температура в газогенераторе, $m_{окт}$, $m_{пэ}$ — массы октогена и полиэтилена в комбинированном заряде соответственно. Принято, что полиэтилен имеет энтальпию образования $\Delta_f H_{298}^0 = -1096$ кДж/кг и при температуре ~ 723 К подвергается деструкции с газовой выделением.

Приведенные данные показывают, что с увеличением $m_{окт}/m_{пэ}$ растет плотность комбинированного заряда. Это объясняется более высокой плотностью октогена по сравнению с полиэтиленом. Однако при этом существенно уменьшается H_u , что негативно сказывается на эффективности ЭКМ как топлива для ПВРД. Для выполнения требований, предъявляемых к ЭКМ, массовое содержание октогена в комбинированном заряде должно составлять не более 10–20 %. Следует отметить, что образование водорода в продуктах газификации полиэтилена способствует протеканию эндотермических реакций, в результате которых температура газов в газогенераторе может оказаться ниже температуры испарения исходного $(C_2H_4)_n$.

Сравнение величин удельного импульса ПВРД I_y с использованием различных топлив: полиэтилена, жидких углеводородов и металлосодержащих соединений [12] показывает следующее. Топлива на основе полиэтилена, а также жидких углеводородов могут обеспечить практически одинаковые I_y , которые на 20–25 % выше удельного импульса ПВРД на металлосодержащих соединениях. При этом для ПВРД на полиэтилене с геометрической степенью расширения сопла 8,5 при $T_b^* = 1500$ К максимальное значение удельного импульса составляет более 10000 м/с.

Ввиду этого, а также вследствие более высокой (на 10–20 %) плотности полиэтилена относительно жидких углеводородных соединений может быть обеспечена повышенная

эффективность ПВРД на полиэтилене, что приведет к росту дальности полета ЛА. Продукты газификации ЭКМ, состоящего из полиэтилена и октогена (10–20 %), пригодны для использования в качестве топлива и охладителя ПВРД. При этом начальная температура продуктов газификации ЭКМ составляет ~ 750 К, а их хладоресурс ~ 2,9 МДж/кг, что на 8–12 % меньше хладоресурса жидких углеводородов [13], однако является достаточным для надежного охлаждения КС в широком диапазоне режимов работы ПВРД.

Математическая модель

В работе проведено математическое моделирование стационарных процессов теплообмена в КС с системой противоточного регенеративного охлаждения при различных геометрических и режимных параметрах. Рассмотрены режимы работы КС в характерных для ПВРД диапазонах коэффициента избытка воздуха $\alpha = G_B / (G_{ЭКМ} \cdot L_0) = 0,5-2$ и расходонапряженности газового потока в тракте КС $\Omega = w_T \cdot \rho_T = 10-1000 \text{ кг}/(\text{с} \cdot \text{м}^2)$. Здесь $G_{ЭКМ}$ — массовый расход продуктов газификации ЭКМ, G_B — массовый расход воздуха, ρ_T, w_T — плотность и скорость продуктов сгорания в КС. Также рассмотрены два варианта КС: с полностью теплоизолированной и с частично открытой внешней поверхностью стенок (рис. 6). Оба варианта КС состоят из верхней (2), нижней (3) и боковых (1) стенок, продольных ребер (4) и каналов охлаждения (5). В первом варианте (рис. 6а) теплоизоляция (6) нанесена на все внешние поверхности стенок КС, что предотвращает теплопередачу в окружающую среду. В варианте с частично открытыми стенками (рис. 6б) теплоизоляция (6) покрывает только верхнюю стенку (2), а нижняя (3) и боковые (1) стенки обтекаются атмосферным воздухом.

Введем следующие допущения. На температурное состояние КС с полностью теплоизолированной внешней поверхностью наибольшее влияние оказывает конвективный тепловой поток (с плотностью q_k) от продуктов сгорания. Вклад радиационной составляющей теплового потока от продуктов сгорания к стенке КС незначителен — не более 5 % от q_k . При этом теплообмен между стенками КС и окружающей средой отсутствует. Следует отметить, что в рассматриваемой постановке задачи охлаждение организовано таким образом, что температуры стенок со стороны продуктов сгорания в поперечных сечениях КС имеют минимальную неравномерность. Ввиду этого переизлучение между внутренними поверхностями стенок КС нивелируется.

Для стенок КС, которые снаружи не ограничены элементами конструкции ЛА и не имеют теплоизоляции, характерно наличие теплообмена с окружающей средой. Согласно оценкам, плотность внешнего конвективного теплового потока на рассматриваемых

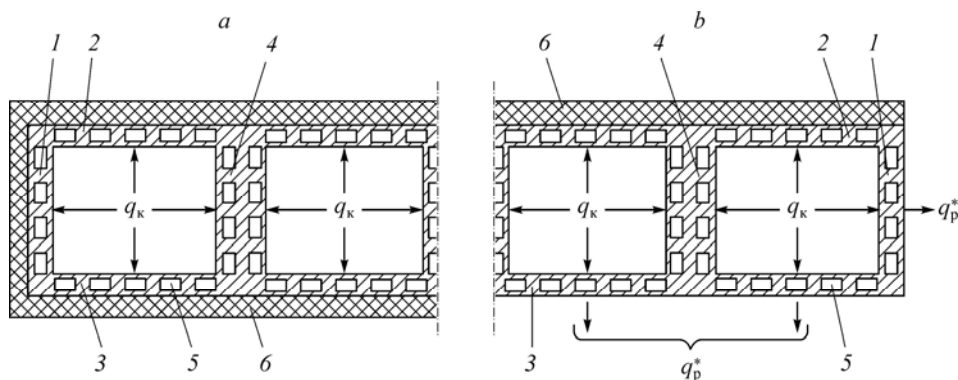


Рис. 6. Поперечное сечение и схема тепловых потоков для КС с полностью теплоизолированной (а) и с частично открытой (б) внешней поверхностью стенок.

1 — боковые стенки, 2 — верхняя стенка, 3 — нижняя стенка, 4 — продольные ребра, 5 — каналы охлаждения, 6 — теплоизоляция.

режимах полета ЛА существенно меньше значений q_k . Некоторое влияние на тепловое состояние КС оказывает радиационная составляющая внешнего теплового потока с плотностью q_p^* , возникающая из-за высокой температуры стенок (значения q_p^* могут составлять до $0,1 \text{ МВт/м}^2$). Для расчета q_p^* полагаем, что температура излучающей поверхности равна температуре охладителя в рассматриваемом сечении. Для рассматриваемого варианта КС принято, что реализовано равенство температур продуктов газификации ЭКМ на выходе из каждого канала рубашки охлаждения. В этом случае имеет место некоторая разница между значениями температуры теплоизолированных и нетеплоизолированных стенок со стороны газа. Ввиду того, что эта разница температур стенок для рассматриваемых режимов работы КС составляет не более 30 К, переизлучением между стенками можно пренебречь.

Плотность конвективного теплового потока q_k в стенку КС определялась по уравнению сопряженного теплообмена [14]:

$$q_k = \frac{1}{1/\alpha_{\text{ЭКМ}} + 1/\alpha_{\text{Г}} + \delta/\gamma} \cdot (r \cdot T_{\text{Г}}^* - T_{\text{ЭКМ}}),$$

здесь $\alpha_{\text{Г}}$, $\alpha_{\text{ЭКМ}}$ — коэффициенты теплоотдачи от газообразных продуктов сгорания к стенке КС и от нее к продуктам газификации ЭКМ соответственно; δ , γ — толщина и коэффициент теплопроводности стенки, $T_{\text{КС}}^*$ — температура торможения продуктов сгорания в КС, r — коэффициент восстановления температуры, $T_{\text{ЭКМ}}$ — температура продуктов газификации ЭКМ в тракте охлаждения.

Плотность радиационного теплового потока для нетеплоизолированной стенки определялась согласно уравнению для излучения твердого тела:

$$q_p^* = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T_{\text{ЭКМ}}^4,$$

где ε — степень черноты поверхности, σ — постоянная Стефана–Больцмана.

Значительное влияние на $T_{\text{КС}}^*$ оказывает полная температура воздуха на входе $T_{\text{В}}^*$. Зависимости $T_{\text{КС}}^*$ от коэффициента избытка воздуха α для термодинамически равновесных продуктов сгорания представлены на рис. 7. Далее более подробно рассмотрен режим работы КС при $T_{\text{В}}^* \sim 1500 \text{ К}$, характерный для ряда перспективных ПВРД.

Следует отметить, что в силу неравновесности физико-химических процессов смешения и горения в расчете принималось одномерное распределение $T_{\text{КС}}^*$ по продольной координате x , которое определялось исходя из моделирования полноты сгорания продуктов газификации ЭКМ η в различных сечениях [15]. Типичные распределения $T_{\text{КС}}^*$ по длине КС при различных значениях коэффициента избытка воздуха α представлены на рис. 8.

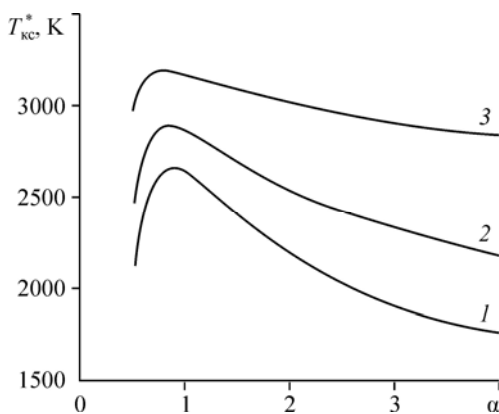


Рис. 7. Зависимость $T_{\text{КС}}^*$ от коэффициента избытка воздуха при различной температуре торможения воздуха на входе в КС. $T_{\text{В}}^* = 1000$ (1), 1500 (2), 2000 (3) К.

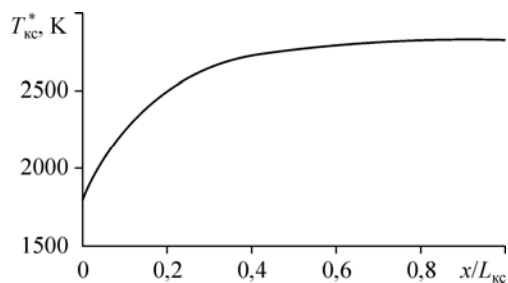


Рис. 8. Диапазон распределения температуры торможения в проточном тракте КС.

Температура стенки со стороны продуктов сгорания $T_{ст}$ и температура стенки со стороны продуктов газификации ЭКМ $T_{сэ}$ определяются согласно зависимостям:

$$T_{ст} = T_{г}^* - q/\alpha_{г}, \quad T_{сэ} = T_{ст} - q \cdot \gamma/\delta.$$

Нагрев продуктов газификации ЭКМ в тракте противоточной системы охлаждения теплоизолированных снаружи стенок КС определяется путем численного интегрирования следующего уравнения:

$$di_{ЭКМ}/dx = -q_k/\bar{G}_{ЭКМ},$$

где $\bar{G}_{ЭКМ}$ — массовый расход ЭКМ, отнесенный к единице длины периметра поперечного сечения КС. При этом температура продуктов газификации ЭКМ определяется как функция $T_{ЭКМ} = f(i_{ЭКМ})$.

Для нетеплоизолированных стенок решалось дифференциальное уравнение, описывающее нагрев продуктов газификации ЭКМ:

$$di_{ЭКМ}/dx = -(q_k - q_p^*) \cdot S/G_{ж}.$$

Коэффициент теплоотдачи от продуктов сгорания к стенке КС приближенно определялся по зависимости [14, 16]

$$Nu_{г} = 0,0296 \cdot Re_{г}^{0,8} \cdot Pr_{г}^{0,43} \cdot (T_{гс}/T_{г}^*)^{0,4} \cdot (1 + r \cdot (k - 1/2) M^2)^{0,11},$$

где $Nu_{г} = \alpha_{г} \cdot x/\lambda_{г}$ — число Нуссельта со стороны продуктов сгорания, $Re_{г} = \rho_{г} \cdot w_{г} \cdot x/\mu_{г}$ — число Рейнольдса в КС; $\lambda_{г}$, $\mu_{г}$ — коэффициенты теплопроводности и вязкости продуктов сгорания, $Pr_{г}$ — число Прандтля, определяемое по параметрам в ядре потока, M — число Маха в газовом потоке, k — показатель адиабаты продуктов сгорания, r — коэффициент восстановления температуры на стенке. Значения $w_{г}$ и $\rho_{г}$ определены путем численного решения системы уравнений сохранения массы, импульса и энергии для идеального газа в одномерной постановке [17].

Для приближенного расчета коэффициента теплоотдачи между продуктами газификации ЭКМ и стенкой КС использована формула Михеева [18]:

$$Nu_{ЭКМ} = 0,021 \cdot Re_{ЭКМ}^{0,8} \cdot \frac{Pr_{ЭКМ}^{0,68}}{Pr_{ЭКМ}^{0,25}} \cdot k_{г},$$

где $Nu_{ЭКМ} = \alpha_{ЭКМ} \cdot d_{ко}/\lambda_{ЭКМ}$ — число Нуссельта со стороны продуктов газификации ЭКМ, $Re_{ЭКМ} = \rho_{ЭКМ} \cdot w_{ЭКМ} \cdot d_{ко}/\mu_{ЭКМ}$ — число Рейнольдса в каналах охлаждения, $\rho_{ЭКМ}$ — плотность продуктов газификации ЭКМ в каналах охлаждения, $d_{ко}$ — эквивалентный (гидравлический) диаметр поперечного сечения одного канала охлаждения, $w_{ЭКМ}$ — скорость в канале охлаждения, $Pr_{ЭКМ}$ — число Прандтля при параметрах ядра потока в канале охлаждения, $Pr_{ЭКМ}^{ст}$ — число Прандтля при температуре стенки, $k_{г}$ — коэффициент оребрения проточного тракта системы охлаждения. В статье рассмотрены каналы с $d_{ко} = 2-5$ мм, в которых реализуется течение со скоростью $w_{ЭКМ}$ до 60 м/с.

Результаты моделирования

Примем, что основными требованиями по обеспечению работоспособности КС являются отсутствие превышения температуры стенок более 1450 К, что соответствует температуре стойкости рассматриваемого материала в газозооной среде, и перегрева продуктов газификации ЭКМ в каналах охлаждения выше 1000 К, что соответствует температуре начала интенсивного коксообразования в газообразных продуктах разложения испаренного ПЭ.

Рассмотрим в качестве характерного показателя максимально допустимое время пребывания продуктов сгорания в КС $\tau_{\max} = \int_{x=0}^{L_{\text{КС}}} w_{\text{r}}^{-1} dx$. Здесь $L_{\text{КС}}$ — максимальная длина КС, которая отвечает требованиям по работоспособности на исследуемом режиме. Для ПВРД необходимость увеличения τ_{\max} связана с повышением полноты сгорания топлива, однако превышение τ_{\max} может привести к прогару стенки и потере работоспособности двигателя.

На рис. 9 приведены распределения температуры продуктов газификации ЭКМ и температуры стенки КС со стороны продуктов сгорания $T_{\text{сг}}$ с внешней теплоизоляцией вдоль относительной координаты $x/L_{\text{КС}}$. Данные представлены для ЛА средней размерности при $\alpha = 1$.

Видно, что в зависимости от расходонапряженности могут существовать режимы перегрева продуктов газификации ЭКМ (при малых Ω) или режимы перегрева стенок (при больших Ω). На рис. 10 зависимость τ_{\max} от Ω имеет максимум, что объясняется, как и для ПВРД на жидких углеводородных горючих [19], следующим образом. При низких значениях Ω возрастает удельная площадь поверхности КС, приходящаяся на единицу массового расхода продуктов газификации ЭКМ, что приводит к их интенсивному нагреву до высоких температур. Увеличение Ω вызывает повышение плотности теплового потока вследствие турбулизации течения при увеличении числа Рейнольдса в тракте, что приводит к росту перепада температур в стенке КС. В этом случае при относительно низких температурах $T_{\text{ЭКМ}}$ температура стенки со стороны продуктов сгорания достаточно высока и может превышать допустимую для используемого материала величину. При этом максимум τ_{\max} соответствует $\Omega = 200\text{--}600 \text{ кг}/(\text{с}\cdot\text{м}^2)$. Следует отметить, что с увеличением размерности ЛА растет значение τ_{\max} , это является следствием уменьшения удельной охлаждаемой поверхности стенок, приходящейся на единицу объема КС. В частности, для малоразмерных ЛА могут быть получены τ_{\max} до 11 мс, а для ЛА большой размерности — до 17 мс при соотношении компонентов в КС, соответствующем $\alpha = 0,5$.

С ростом коэффициента избытка воздуха α массовый расход топлива уменьшается, что приводит к снижению τ_{\max} (рис. 11). Однако согласно работе [20], для реализации эффективного рабочего процесса в КС необходимо обеспечить время пребывания продуктов сгорания $\tau \geq 10$ мс. В этом случае применение регенеративного охлаждения теплоизолированных снаружи стенок позволит обеспечить их работоспособность при $\alpha < 0,7$ для малоразмерных ЛА, при $\alpha < 0,9$ для ЛА средней и при $\alpha < 1,4$ для ЛА большой

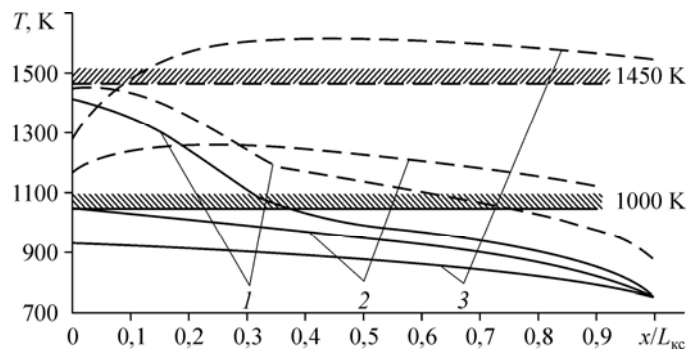


Рис. 9. Распределения температур $T_{\text{ЭКМ}}$ (сплошные линии) и $T_{\text{сг}}$ (штриховые линии) для различных значений расходонапряженности в КС. $\Omega = 10$ (1), 100 (2), 1000 (3) $\text{кг}/(\text{с}\cdot\text{м}^2)$.

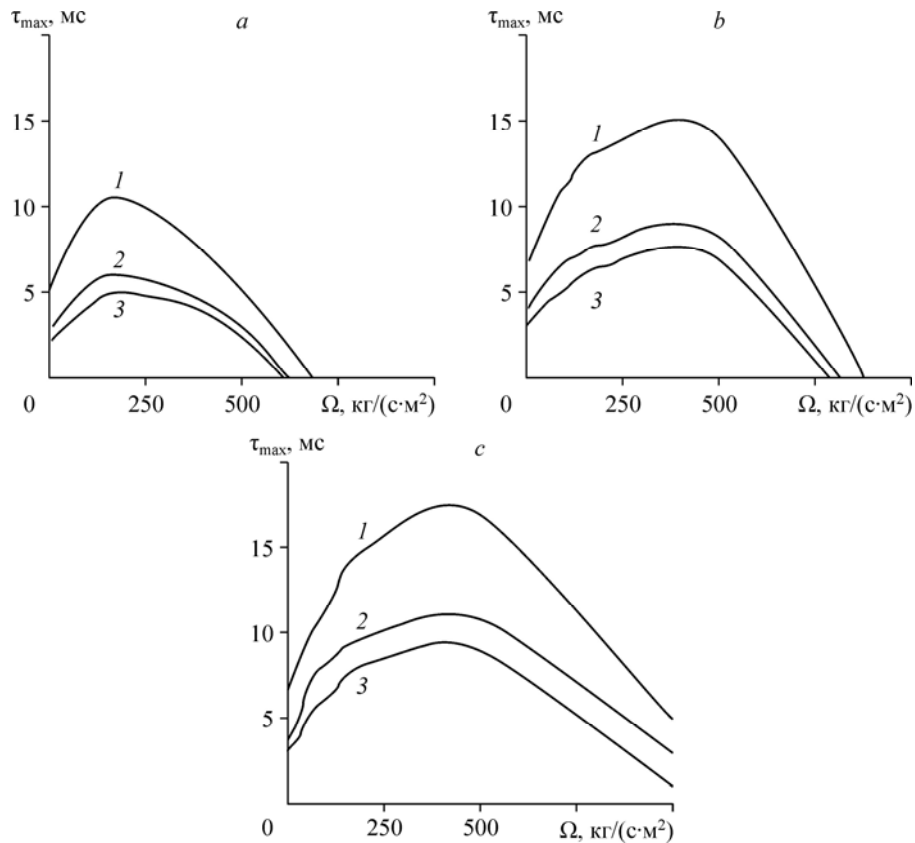


Рис. 10. Зависимости τ_{\max} от Ω для ЛА малой (а), средней (b) и большой (c) размерностей. $\alpha = 0,5$ (1), 1,5 (2), 2 (3).

размерности. Работа двигателя на режимах с более высоким значением α сопровождается снижением τ_{\max} , что может привести к уменьшению достигаемой полноты сгорания топливно-воздушной смеси.

Отсутствие теплоизоляции на внешней поверхности нижней и боковых стенок (рис. 11) дает возможность увеличить τ_{\max} на 5–9 %, что является следствием «сброса» части тепла в окружающую среду посредством радиационного теплообмена.

Конструктивное исполнение КС с продольными ребрами приводит к увеличению омываемой продуктами сгорания (и требующей охлаждения) поверхности, что, соответственно, сопровождается существенным снижением τ_{\max} . На рис. 12 приведены данные по изменению относительного допустимого времени пребывания $\tau_{\max}/\tau_{\max 0}$ от количества N модулей проточного тракта при различных соотношениях геометрических размеров КС (b/a).

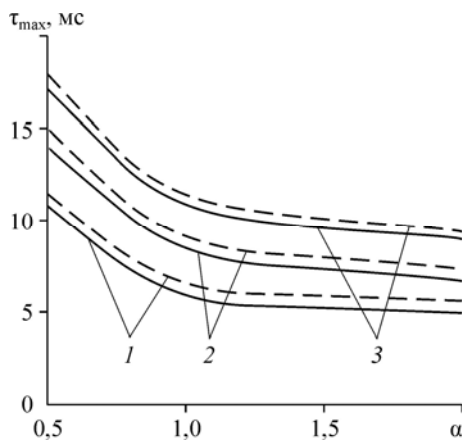
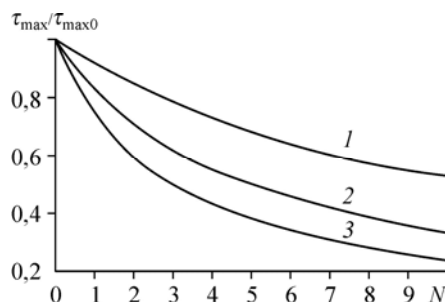


Рис. 11. Зависимости τ_{\max} от коэффициента избытка воздуха α для КС с теплоизолированными (сплошные линии) и с частично открытыми (штриховые линии) стенками при различной размерности ЛА.

Размерности ЛА: 1 — малая, 2 — средняя, 3 — большая.

Рис. 12. Зависимость $\tau_{\max}/\tau_{\max 0}$ от количества модулей N .
 $b/a = 0,5$ (1), $0,25$ (2), $0,1$ (3).



Здесь $\tau_{\max 0}$ — максимально допустимое время пребывания продуктов сгорания в КС без продольных ребер. Видно, что при $N=10$ значение τ_{\max} может снизиться в 2–4,5 раз.

Некоторое увеличение τ_{\max} (в пределах 15 %) может быть получено в случае снижения тепловых потоков от продуктов сгорания путем повышения рабочей температуры стенки со стороны газа по всей длине КС до максимально допустимой для рассматриваемого материала конструкции. Если предположить, что материал стенок остается постоянным, то этот режим охлаждения может быть реализован в случае переменной по длине КС толщины стенки δ . Расчеты показывают, что для реализации максимальной температуры стенок в условиях работы ПВРД требуется более чем двукратное изменение δ по длине КС. Для снижения тепловых потоков также возможно использование теплозащитных покрытий. Как было определено в работе [19], применение теплозащитных покрытий толщиной 0,2–0,5 мм позволяет увеличить τ_{\max} на 5–15 %. Следует отметить, что переход от КС прямоугольного сечения к цилиндрической КС, рассмотренной в [19], позволит увеличить τ_{\max} на 7–12 %. Это объясняется оптимальным соотношением объема цилиндрической КС к площади ее поверхности.

Выводы

В результате исследования эффективности охлаждения КС ПВРД продуктами газификации ЭКМ можно сделать следующие выводы.

1. Применение ЭКМ, состоящего из полиэтилена ПЭ и октогена (10–20 %), обеспечивает начальную температуру продуктов газификации ~ 750 К и хладоресурс $\sim 2,9$ МДж/кг, что позволяет создавать конструкции высокоскоростных ПВРД из существующих материалов с организацией регенеративного охлаждения КС.

2. Для КС прямоугольного поперечного сечения с регенеративным охлаждением требуется выбирать режимы, которые обеспечивают температуру стенок ниже 1450 К и температуру продуктов газификации ЭКМ не более 1000 К. При более высоких температурах могут начаться как разрушение конструкции КС, так и интенсивное коксообразование в каналах охлаждения. В качестве характерного показателя работоспособности системы охлаждения предложено использовать максимальное время пребывания продуктов сгорания в КС τ_{\max} , для которого на исследуемом режиме может быть обеспечена высокая полнота сгорания топливно-воздушной смеси при отсутствии превышения допустимых температур как стенки, так и продуктов газификации ЭКМ.

3. Зависимость τ_{\max} от расходонапряженности Ω в проточном тракте КС прямоугольного поперечного сечения имеет максимум при $\Omega = 200\text{--}600$ кг/(с·м²). Режимы с меньшими значениями Ω сопровождаются перегревом продуктов газификации ЭКМ. Повышенные значения Ω приводят к перегреву стенки КС.

4. Для $\tau_{\max} = 10$ мс регенеративное охлаждение теплоизолированных снаружи стенок позволяет обеспечить работоспособное состояние КС при $a < 0,7$ для малоразмерных ЛА, при $a < 0,9$ для ЛА средней и при $a < 1,4$ для ЛА большой размерностей.

5. Отсутствие теплоизоляции на внешней поверхности нижней и боковых стенок способствует увеличению τ_{\max} на 5–9 %. Установленные в проточном тракте КС продольные ребра негативно влияют на эффективность системы охлаждения, и при их количестве $N=10$ величина τ_{\max} может снизиться в 2–4,5 раза. Некоторое увеличение τ_{\max} может быть получено для КС с переменной по длине толщиной стенки в пределах 15 % или для цилиндрической КС — на 7–12 %.

Список литературы

1. **Кондратюк Е.Л.** Исследования, проводимые в США в области создания гиперзвуковых летательных аппаратов // Двигатель. 2012. № 6. С. 8–11.
2. **Шигабиев Т.Н., Яновский Л.С., Галимов Ф.М., Иванов В.Ф.** Эндотермические топлива и рабочие тела силовых и энергетических установок. Казань, 1996. 216 с.
3. **Зуев В.С., Макарон В.С.** Теория прямоточных и ракетно-прямоточных двигателей. М.: Машиностроение, 1971. 367 с.
4. **Обносков Б.В., Сорокин В.А., Яновский Л.С., Ягодников Л.С., Францкевич В.П.** Конструкция и проектирование комбинированных ракетных двигателей на твердом топливе. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 303 с.
5. **Масленников С.Б.** Жаропрочные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1983. 192 с.
6. **Будиновский С.А., Матвеев П.В., Смирнов А.А.** Исследование жаростойкости литейных жаропрочных никелевых сплавов в области температур 1000–1200 °С // Авиационная промышленность. 2014. № 2. С. 41–44.
7. **Тамарин Ю.А., Качанов Е.Б.** Свойства теплозащитных покрытий, наносимых электроннолучевой технологией // Новые технологические процессы и надежность ГТД. 2008. № 7. С. 125–144.
8. **Пузряков А.Ф.** Теоретические основы технологии плазменного напыления. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008. 360 с.
9. **Минаков В.Т., Солнцев С.С.** Керамоматричные композиты // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2007. № 2. С. 5–10.
10. **Каблов Е.Н., Гращенков Д.В., Исаева Н.В., Солнцев С.С.** Перспективные высокотемпературные керамические композиционные материалы // Российский химический журнал. 2010. № 1. С. 20–24.
11. **Синдицкий В.П., Егоршев В.Ю., Березин М.В., Серушкин В.В.** Механизм горения октогена в широком интервале давлений // Физика горения и взрыва. 2009. № 4. С. 128–146.
12. **Вареных Н.М., Шабунин А.И., Сарабьев В.И., Хрисантов М.В., Шибанов С.В., Калинин С.В.** Основные направления разработки твердых пиротехнических топлив для воздушно-реактивных двигателей с повышенными энерго-баллистическими характеристиками // Боеприпасы и спецхимия. 2013. № 1. С. 44–50.
13. **Францкевич В.П., Яновский Л.С., Бакулин В.Н., Дубровкин Н.Ф., Котова В.Н., Сорокин В.А.** Энергоемкие горючие для авиационных и ракетных двигателей. М.: Физматлит, 2009. 320 с.
14. **Авдуевский В.С., Галицейский Б.М., Глебов Г.А.** Основы теплопередачи в авиационной и ракетно-космической технике. М.: Наука, 1992. 515 с.
15. **Аннушкин Ю.М.** Основные закономерности выгорания турбулентных струй водорода в воздушных каналах // Физика горения и взрыва. 1981. № 4. С. 59–71.
16. **Алемасов В.Е., Дрегалли А.Ф., Тишин А.П.** Теория ракетных двигателей. М.: Машиностроение, 1980. 533 с.
17. **Гуськов О.В., Копченков В.И., Липатов И.И., Острась В.Н., Старухин В.П.** Процессы торможения сверхзвуковых течений в каналах. М.: Физматлит, 2008. 167 с.
18. **Михеев М.А., Михеева И.М.** Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.
19. **Александров В.Ю., Арефьев К.Ю., Воронцов А.В.** Исследование эффективности регенеративной системы охлаждения сверхзвуковых прямоточных воздушно-реактивных двигателей на углеводородном горючем // Тепловые процессы в технике. 2014. Т. 6, № 11. С. 489–495.
20. **Орлик Е.В., Старов А.В., Шумский В.В.** Определение газодинамическим способом полноты выгорания в модели с горением // Физика горения и взрыва. 2004. № 4. С. 23–34.

Статья поступила в редакцию 5 октября 2015 г.