

Авиационная и ракетно-космическая техника

УДК 621.452

DOI 10.18698/0536-1044-2017-1-86-98

Исследование системы охлаждения цилиндрических каналов продуктами газификации твердых углеводородных горючих*

К.Ю. Арефьев^{1,2,3}, К.В. Федотова^{1,3}, Л.С. Яновский^{3,4}, И.С. Аверков³,
А.В. Байков^{3,4}

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-ая Бауманская ул., д. 5, стр. 1

² МФТИ, 141701, Московская обл., Долгопрудный, Российская Федерация, Институтский пер., д. 9

³ ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова», 111116, Москва, Российская Федерация, Авиамоторная ул., д. 2

⁴ Институт проблем химической физики РАН, 142432, Черноголовка, Московская обл., пр-т академика Семенова, д. 1

The Study of Cylindrical Duct Cooling by Solid Hydrocarbon Fuel Gasification Products

K.Yu. Arefyev^{1,2,3}, K.V. Fedotova^{1,3}, L.S. Yanovskiy^{3,4}, I.S. Averkov³,
A.V. Baykov^{3,4}

¹ BMSTU, 105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1

² Moscow Institute of Physics and Technology, 141701, Moscow region, Dolgoprudnyy, Russian Federation, Institutskiy per., Bld. 9

³ Central Institute of Aviation Motors n. a. P.I. Baranov, 111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2

⁴ Institute of Problems of Chemical Physics of RAS, 142432, Chernogolovka, Moscow region, Russian Federation, Academician Semenov ave., Bld. 1

@ e-mail: arefyev@ciam.ru, fedkv_89@mail.ru, yanovskiy@ciam.ru, averkov@ciam.ru, baykov@ciam.ru

i Представлена модель для описания сопряженной задачи теплообмена в цилиндрическом канале — камере сгорания (КС) — со стенками, охлаждаемыми продуктами газификации твердых углеводородных горючих (УВГ), являющихся топливом для КС. Рассмотрены эффекты, связанные с фазовыми и химическими превращениями внутри каналов системы регенеративного охлаждения с учетом неравновесности течения рабочего тела в проточном тракте КС. Определены основные конструктивные параметры, а также режимы работы КС, при которых допустимое температурное состояние стенок может быть обеспечено их охлаждением продуктами газификации УВГ. Отмечено, что допустимые размеры КС зависят как от коэффициента избытка воздуха, так и от расходонапряженности продуктов сгорания в проточном тракте. Разработаны основные требования к твердым УВГ и продуктам их газификации. На основе сравнения различных УВГ выработаны рекомендации по их применению для высокоскоростных прямооточных воздушно-реактивных двигателей (ПВРД). Полученные данные будут полезны при проектировании КС высокоскоростных ПВРД, перспективных энергетических и технологических установок, в которых твердые УВГ используются в качестве топлива.

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

Ключевые слова: одномерная математическая модель, моделирование теплового состояния стенок КС, проточный тракт ПВРД осесимметричной конфигурации, камера сгорания, твердое углеводородное горючее, хладоресурс продуктов газификации.

i This paper presents a model to describe heat transfer in a cylindrical duct, such as a combustion chamber (CC), where the wall is cooled by solid hydrocarbon fuel gasification products. The effects of phase and chemical transformations inside the regenerative cooling system ducts are examined taking into account the nonequilibrium state of the working flow in the CC duct. The main design requirements and the CC operating modes are determined, at which bearable temperature conditions of the wall can be guaranteed by cooling the wall by solid hydrocarbon fuel gasification products. It is pointed out that the required duct geometry depends on the air-to-fuel ratio as well as the mass flow rate of combustion products in the duct. Main requirements to the solid hydrocarbon fuel and its gasification products are formulated. Several hydrocarbon fuels are compared, and recommendations on the use of these fuels in high-speed ramjets are developed. The results obtained can be used to develop high-speed ramjets, and promising propulsion and technological systems, in which solid hydrocarbon is used as fuel.

Keywords: one-dimensional mathematical model, thermal state modeling of combustion chamber walls, axisymmetric ramjet duct, combustion chamber, solid hydrocarbon fuel, cooling capacity of gasification products.

В настоящее время значительное внимание уделяется созданию силовых установок перспективных летательных аппаратов (ЛА) с внутриатмосферной зоной эксплуатации для больших скоростей полета [1]. В известных литературных источниках [2–4] рассмотрены ЛА с силовыми установками на базе прямоточных воздушно-реактивных двигателей (ПВРД), использующих твердые энергоконденсированные материалы (ЭКМ) в качестве топлива. При этом на борту ЛА размещается только ЭКМ, а в качестве окислителя используется атмосферный воздух.

Схема проточного тракта ПВРД осесимметричной конфигурации приведена на рис. 1. При больших скоростях полета поток 1 атмосферного воздуха, поступающий во входное устройство 2, сжимается и через изолятор 3 проходит в цилиндрический канал, который является камерой сгорания (КС) 5 с внутренним диаметром $D_{КС}$ и длиной $L_{КС}$. Размещение и газификация ЭКМ реализованы в одно- или двухкамер-

ных газогенераторах 6 (ГГ) [3]. В составе ПВРД могут быть размещены один или несколько ГГ, выход которых объединен газовым коллектором 11. Из него через пилоны 4 осуществляется струйная подача 8 продуктов газификации ЭКМ в КС. В результате сгорания образовавшейся топливно-воздушной смеси в КС выделяется большое количество тепловой энергии, и высокотемпературные продукты сгорания 9 при течении из сверхзвукового сопла 10 создают тягу.

При больших скоростях полета, характерных для перспективных ПВРД, температура торможения набегающего потока воздуха достигает высоких значений, которые не позволяют использовать его в качестве охладителя завесной системы охлаждения. При этом температура продуктов сгорания в КС может превышать 2 500 К, а давление — 1 МПа. В таких условиях стенки КС испытывают существенные тепловые и силовые нагрузки.

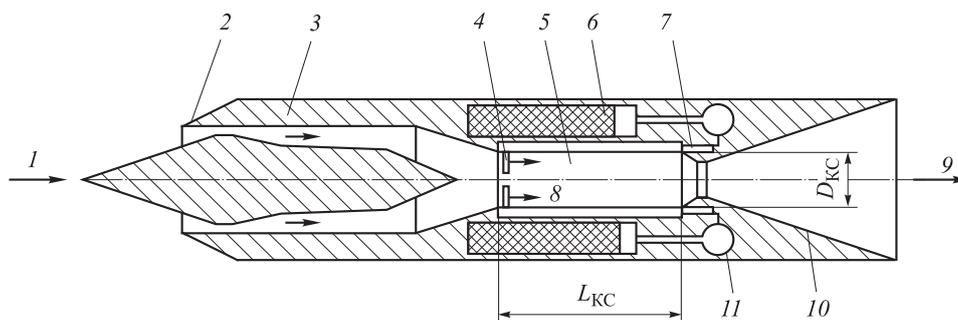


Рис. 1. Схема ПВРД на ЭКМ

Для предотвращения перегрева и разрушения стенок КС в ряде случаев можно рассмотреть возможность их охлаждения продуктами газификации твердых комбинированных зарядов. Эти продукты перед подачей в камеру проходят по каналам 7 системы регенеративного охлаждения. Равномерность подачи продуктов газификации в каналы системы охлаждения достигается применением коллектора 11. Помимо обеспечения работоспособности стенок КС регенеративное охлаждение позволяет снизить тепловые потери в проточном тракте двигателя и тепловое воздействие горячих стенок КС на сопряженные узлы и агрегаты конструкции ПВРД и ЛА.

Цель работы — выявление геометрических и режимных характеристик, обеспечивающих работоспособность ПРВД в условиях высоких тепловых нагрузок, путем моделирования теплового состояния стенок КС, охлаждаемой продуктами газификации твердых УВГ.

ЭКМ для охлаждения КС. Достаточно высокий уровень хладоресурса ΔH может быть достигнут при использовании эндотермических топлив, способных к поглощению большого количества теплоты при их химической деструкции, реализуемой в каналах системы регенеративного охлаждения [5]. К таким топливам относятся как жидкие горючие, так и ЭКМ с высоким содержанием твердых углеводородных горючих (УВГ). При этом выбор твердых УВГ, входящих в состав ЭКМ, является весьма важной задачей, решение которой в значительной мере определяет удельные энергетические параметры двигателя, эффективность системы регенеративного охлаждения и возможность создания высокоскоростных ПВРД из существующих конструкционных материалов. Представляется целесообразным рассмотреть комбинированные заряды ЭКМ, состоящие из твердого УВГ, продукты газификации которого обеспечивают высокое тепловыделение при горении с воздухом в КС, и небольшого количества твердого топлива (ТТ), предназначенного для газификации УВГ в газогенераторе.

Для газификации ЭКМ могут быть использованы как одно-, так и двухкамерные конструкции ГГ. Заряд ЭКМ для однокамерных ГГ представляет собой комбинацию (смесь) ТТ и твердого УВГ. Одним из условий функционирования такого заряда является его равномерное выгорание, что достигается за счет равен-

ства скоростей горения ТТ и газификации твердого УВГ. Для обеспечения этого условия могут быть использованы ингибиторы или катализаторы горения ТТ, а также быстрогорящие добавки, которые в небольших количествах вводятся в состав твердого УВГ [6].

В двухкамерных конструкциях ГГ твердое УВГ и ТТ размещены отдельно. При горении ТТ в первой камере ГГ создается поток газа с температурой более 1500 К, который омывает поверхность пористого или канального заряда твердого несамогорящего УВГ, размещенного во второй камере. При контакте с высокотемпературным газом УВГ подвергается сублимации и деструкции. Скорость процесса газификации зависит от теплофизических свойств УВГ и ТТ.

Для эффективного применения продуктов газификации ЭКМ в качестве топлива ПВРД и охладителя КС целесообразно обеспечивать следующие условия [7]:

- отсутствие конденсированной фазы в продуктах газификации и ее осаждения в каналах системы регенеративного охлаждения (при температуре до 1000 К);
- температура газификации ЭКМ не более 800 К;
- высокий хладоресурс (не менее 2 МДж/кг);
- минимальный окислительный потенциал продуктов газификации ЭКМ;
- плотность ЭКМ не менее 1000 кг/м³;
- высокая теплота сгорания продуктов газификации ЭКМ в воздушном потоке.

Наиболее эффективные охладители КС могут быть получены с использованием ЭКМ, в состав которых входят УВГ с массовым содержанием углерода $g_C = 0,85 \dots 0,86$. Зависимость хладоресурса ΔH от g_C , полученная по результатам термодинамического расчета, показывает, что увеличение содержания углерода приводит к значительному (до 50 %) снижению ΔH . Отметим, что в ГГ могут быть достигнуты температуры продуктов газификации, близкие к температуре сублимации $T_{\text{суб}} \sim 700 \dots 750$ К. При этом температура плавления $T_{\text{пл}} > 320$ К обеспечивает возможность хранения зарядов ЭКМ в твердом состоянии в практически значимом диапазоне условий эксплуатации. Минимизация разницы между $T_{\text{пл}}$ и $T_{\text{суб}}$ способствует газификации УВГ без фазового перехода *твердое вещество — жидкость*.

В качестве УВГ целесообразно выбирать такое вещество, которое при газификации выделяет в основном легкие углеводороды, напри-

мер, полиизобутилен $(C_2H_4)_n$ и уротропин (гексаметилентетрамин) $C_6H_{12}N_4$. Термодинамический анализ показывает, что применение полимеров на основе ароматических соединений нежелательно вследствие большого выделения сажи при их разложении. Для ЭКМ, состоящего преимущественно из $(C_2H_4)_n$ и $C_6H_{12}N_4$, получены зависимости физического и суммарного (физико-химического) хладоресурса продуктов газификации от изменения температуры относительно начальной температуры $T_0 = 750$ К (рис. 2). Рассмотрен полиизобутилен со степенью полимеризации в диапазоне $n = 3\ 000 \dots 20\ 000$. Как видно из рис. 2, физический хладоресурс ΔH_f продуктов газификации $(C_2H_4)_n$ и $C_6H_{12}N_4$ при их нагреве на $\Delta T = T - T_0 = 500$ К составляет не более 2 МДж/кг. Однако из-за эндотермических реакций термодеструкции этих продуктов в каналах системы регенеративного охлаждения суммарный хладоресурс ΔH_Σ существенно превышает ΔH_f . У продуктов газификации $(C_2H_4)_n$ достигается $\Delta H_\Sigma \sim 2,5$ МДж/кг при их нагреве на $\Delta T = 300$ К (относительно $T_0 = 750$ К), а у $C_6H_{12}N_4$ — при нагреве на $\Delta T = 250$ К. При этом следует учитывать, что массовая теплота сгорания для полиизобутилена $H_u > 42,6$ МДж/кг, что примерно в 1,6 раза больше, чем для уротропина ($H_u \approx 26,3$ МДж/кг). Это объясняется наличием в составе уротропина большого количества атомов азота, который является хорошим охладителем, однако отрицательно сказывается на массовой теплоте сгорания. Комбинируя состав смеси $(C_2H_4)_n$ и $C_6H_{12}N_4$, можно создать твердое УВГ, которое, с одной стороны, будет обеспечивать требуемое охлаждение КС, а с другой — максимальную теплоту сгорания H_u .

Заметное влияние на суммарный хладоресурс оказывает степень завершенности эндотермических реакций по длине КС. Поэтому при выполнении тепловых расчетов КС важным является моделирование макрокинетики процесса разложения продуктов газификации ЭКМ в каналах системы регенеративного охлаждения.

В качестве ТТ комбинированного заряда может быть рассмотрено соединение, основу которого (более 90 % масс) составляет октоген [6]. Следует отметить, что с увеличением массовой концентрации октогена растет плотность комбинированного заряда, что объясняется более высокой плотностью октогена по сравнению с УВГ. Однако при этом H_u существенно уменьшается, что негативно сказывается на

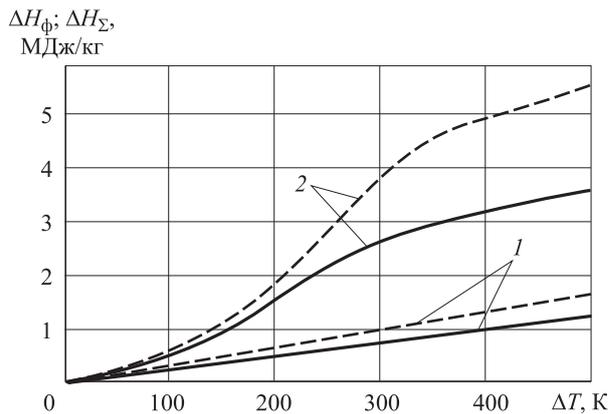


Рис. 2. Зависимость физического ΔH_f (1) и суммарного ΔH_Σ (2) хладоресурсов продуктов газификации $(C_2H_4)_n$ (—) и $C_6H_{12}N_4$ (---) от изменения температуры ΔT

эффективности ЭКМ как топлива для ПВРД. Для выполнения требований, предъявляемых к ЭКМ, массовое содержание октогена в комбинированном заряде должно составлять не более 10...20 %.

Сравнение значений удельного импульса I_y ПВРД, использующих либо твердые или жидкие УВГ, либо металлсодержащие топлива [8], показывает следующее. Топлива на основе $(C_2H_4)_n$ и $C_6H_{12}N_4$, а также жидкие УВГ могут обеспечить практически одинаковые I_y , которые на 20...25 % больше удельного импульса ПВРД на металлсодержащих топливах. Например, для ПВРД на ЭКМ с твердым УВГ с геометрической степенью расширения сопла, равной 8,5, при $T_b^* = 1\ 500$ К максимальное значение удельного импульса составляет более 10 000 м/с. Благодаря этому, а также вследствие большей (на 10...20 %) плотности твердых УВГ относительно жидких, может быть обеспечена повышенная эффективность ПВРД, что приведет к росту дальности полета ЛА. Продукты газификации ЭКМ, состоящего из УВГ и октогена (10...20 %), пригодны для использования в качестве топлива, и охладителя ПВРД. При этом начальная температура продуктов газификации ЭКМ составляет примерно 750 К, а их хладоресурс — 3...4 МДж/кг, что лишь на 8...12 % меньше хладоресурса жидких УВГ [9], однако является достаточным для надежного охлаждения КС в широком диапазоне режимов работы ПВРД [5].

Математическая модель. Для оценки эффективности системы охлаждения КС и определения ее базовой конфигурации, обеспечивающей

работоспособность ПВРД, требуется провести большое количество параметрических расчетов. В этом случае использование многомерных математических моделей с учетом сложных физико-химических процессов как в КС, так и в каналах системы регенеративного охлаждения сопряжено со значительными затратами времени и вычислительных ресурсов. Помимо этого существует неоднозначность в описании макрокинетических процессов разложения УВГ в каналах охлаждения, что приводит к необходимости валидации математических моделей, особенно многомерных и многопараметрических. Для решения задачи определения режимных характеристик, обеспечивающих работоспособность ПРВД в условиях значительных тепловых нагрузок, авторами разработана одномерная математическая модель, которая учитывает особенности теплообмена, происходящего вследствие как неравновесности процессов горения в КС, так и разложения продуктов газификации твердого УВГ в каналах системы регенеративного охлаждения.

Рассмотрим охлаждаемую КС с относительным удлинением $L_{КС}/D_{КС} \leq 5$, в которой реализованы режимы работы с коэффициентом избытка воздуха $\alpha = 0,8 \dots 2,5$ при расходе напряжения $\Omega = 15 \dots 320 \text{ кг}/(\text{с}\cdot\text{м}^2)$. Эти диапазоны режимных параметров соответствуют условиям эксплуатации современных и перспективных высокоскоростных ПВРД [1, 5]. Исследуем охлаждаемый участок цилиндрической КС от места подачи продуктов газификации УВГ в КС до сечения входа в сопло высокоскоростного ПВРД.

Введем следующие допущения. Примем одномерное распределение температуры торможения продуктов сгорания $T_{КС}^*$ по длине КС. Режим течения продуктов газификации твердого УВГ в каналах охлаждения — турбулентный. Продукты газификации твердого УВГ поступают в каналы охлаждения при температуре $\sim 750 \text{ К}$. Вклад радиационной составляющей теплового потока от продуктов сгорания не учитываем, так как он незначителен (менее 5 %) по сравнению с конвективным тепловым потоком.

Плотность конвективного теплового потока в стенку КС от продуктов сгорания вычисляется по уравнению сопряженного теплообмена [10]

$$q_k = \frac{T_{КС}^* r - T_{УВГ}}{\frac{1}{\alpha_{УВГ}} + \frac{1}{\alpha_{КС}} + \frac{\delta_w}{\lambda_w}},$$

где r — коэффициент восстановления температуры; $T_{УВГ}$ — температура продуктов газификации УВГ в каналах системы регенеративного охлаждения; $\alpha_{УВГ}$ и $\alpha_{КС}$ — коэффициент теплоотдачи продуктов газификации УВГ и продуктов сгорания в КС; δ_w и λ_w — толщина стенки и коэффициент теплопроводности ее материала.

Для стационарного теплообмена температура стенки со стороны продуктов сгорания в КС $T_w^{КС}$ и температура стенки со стороны продуктов газификации УВГ в канале охлаждения $T_w^{УВГ}$ определяются по зависимостям

$$T_w^{КС} = T_{КС}^* - \frac{q_k}{\alpha_{КС}};$$

$$T_w^{УВГ} = T_w^{КС} - \frac{q_k \lambda_w}{\delta_w}.$$

Температура $T_{КС}^*$ по длине КС вычисляется для каждого сечения, соответствующего относительной координате $L_{отн} = x/L_{КС}$ (x — координата вдоль оси КС), в зависимости от реализуемой в нем полноты сгорания η [11]. Принято, что температура торможения воздушного потока на входе в КС составляет $T_b^* \approx 1500 \text{ К}$, что соответствует работе ПВРД при больших скоростях полета. Теплофизические свойства продуктов сгорания определяются при термодинамическом расчете [12, 13].

Для стенок КС, не имеющих теплоизоляции и не ограниченных элементами конструкции ЛА с внешней стороны, характерно наличие теплообмена с окружающей средой, оцениваемого плотностью внешнего теплового потока $q_{внеш}$, которая может быть как положительной, так и отрицательной величиной. При течении продуктов газификации твердого УВГ по каналам системы регенеративного охлаждения происходит их нагрев, который описывается дифференциальным уравнением

$$\frac{di_{УВГ}^*}{dx} = - \frac{\pi D_{КС} (q_k + q_{внеш})}{G_{УВГ}},$$

где $i_{УВГ}^*$ и $G_{УВГ}$ — полная энтальпия и массовый расход продуктов газификации твердого УВГ. Температура продуктов газификации при этом вычисляется как функция их полной энтальпии $T_{УВГ} = f(i_{УВГ}^*)$.

Коэффициенты теплоотдачи от продуктов сгорания к стенке КС определяются по зависимости, приведенной в работе [14]. При этом характерное число Нуссельта вычисляется по формуле [15]

$$\text{Nu}_{\text{КС}} = 0,0296 \text{Re}_{\text{КС}}^{0,8} \text{Pr}_{\text{КС}}^{0,43} \left(\frac{T_w^{\text{КС}}}{T_{\text{КС}}^*} \right)^{0,4} \times \left(1 + r \frac{\gamma - 1}{2} M^2 \right)^{0,11},$$

где $\text{Nu}_{\text{КС}}$ — число Нуссельта со стороны продуктов сгорания, $\text{Nu}_{\text{КС}} = \alpha_{\text{КС}} x / \lambda_{\text{КС}}$ ($\lambda_{\text{КС}}$ — коэффициент теплопроводности продуктов сгорания); $\text{Re}_{\text{КС}}$ — число Рейнольдса в КС, $\text{Re}_{\text{КС}} = \rho_{\text{КС}} W_{\text{КС}} x / \mu_{\text{КС}}$ ($\rho_{\text{КС}}$, $W_{\text{КС}}$ и $\mu_{\text{КС}}$ — плотность, скорость и коэффициент вязкости продуктов сгорания соответственно); $\text{Pr}_{\text{КС}}$ — число Прандтля (определяется по параметрам в ядре потока); r — коэффициент восстановления температуры на стенке; γ — показатель адиабаты продуктов сгорания; M — число Маха потока.

Данное представление коррелирует с методикой В.М. Иевлева [16] для расчета конвективного теплового потока от продуктов сгорания в стенку жидкостного ракетного двигателя, основанную на решении уравнений пограничного слоя.

Значения $W_{\text{КС}}$ и $\rho_{\text{КС}}$ определены путем численного решения системы уравнений сохранения массы, импульса и энергии для идеального газа в одномерной постановке [17]. Для приближенного расчета числа Нуссельта (без учета химических реакций разложения) в каналах охлаждения использована формула М.А. Михеева [18]

$$\text{Nu}_{\text{УВГ}} = 0,021 \text{Re}_{\text{УВГ}}^{0,8} \frac{\text{Pr}_{\text{УВГ ст}}^{0,68}}{\text{Pr}_{\text{УВГ}}^{0,25}} k_r,$$

где $\text{Re}_{\text{УВГ}}$ — число Рейнольдса в каналах охлаждения, $\text{Re}_{\text{УВГ}} = \rho_{\text{УВГ}} W_{\text{УВГ}} d_3 / \mu_{\text{УВГ}}$ ($\rho_{\text{УВГ}}$ — плотность продуктов газификации твердого УВГ в каналах охлаждения, $W_{\text{УВГ}}$ — скорость в канале охлаждения, d_3 — эквивалентный (гидравлический) диаметр поперечного сечения одного канала охлаждения, $\mu_{\text{УВГ}}$ — коэффициент динамической вязкости продуктов газификации твердого УВГ); $\text{Pr}_{\text{УВГ}}$ и $\text{Pr}_{\text{УВГ ст}}$ — число Прандтля при температуре соответственно в ядре потока и стенки; k_r — коэффициент обребрения проточного тракта системы охлаждения, $k_r = 1,5 \dots 2,5$. В работе рассмотрены каналы диаметром $d_3 = 2 \dots 5$ мм, в которых реализовано течение со скоростью $W_{\text{УВГ}}$ до 60 м/с.

Степень завершенности эндотермических реакций разложения продуктов газификации твердого УВГ характеризуется массовой концентрацией прореагировавших продуктов

$g = CM/\rho$, где C — молярная объемная концентрация; M — молярная масса продуктов реакции разложения; ρ — плотность. Для определения концентрации C в каждом сечении канала охлаждения принимаем допущение о том, что разложение газообразного охладителя является реакцией первого порядка [19, 20], и решаем уравнение

$$-\frac{dC}{dt} = kC.$$

Здесь t — время пребывания продуктов газификации твердого УВГ в каналах охлаждения; k — константа скорости реакции, $k = k_0 e^{-E_a/(RT_{\text{УВГ}})}$, где E_a — энергия активации, $E_a = 231,3$ кДж/моль; k_0 — предэкспоненциальный множитель, $k_0 = 1,75 \cdot 10^{12}$ [20]; R — универсальная газовая постоянная.

Теплофизические свойства продуктов газификации твердого УВГ по длине канала системы регенеративного охлаждения различны в каждом сечении вдоль канала и зависят от температуры и степени завершенности реакций разложения:

$$i_{\text{УВГ}}(g, T) = i_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}(T)g + (1-g)i_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}(T);$$

$$C_{\text{рувг}}(g, T) = C_{\text{рувг}}^{\text{равн}}(T)g + (1-g)C_{\text{рувг}}^{\text{зам}}(T);$$

$$\mu_{\text{УВГ}}(g, T) = \mu_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}(T)g + (1-g)\mu_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}(T);$$

$$\lambda_{\text{УВГ}}(g, T) = \lambda_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}(T)g + (1-g)\lambda_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}(T),$$

где $i_{\text{УВГ}}$, $i_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}$ и $i_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}$ — энтальпия продуктов газификации соответственно твердого УВГ, его равновесного и замороженного составов; $C_{\text{рувг}}$, $C_{\text{рувг}}^{\text{равн}}$ и $C_{\text{рувг}}^{\text{зам}}$ — удельная теплоемкость продуктов газификации соответственно твердого УВГ, его равновесного и замороженного составов; $\mu_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}$ и $\mu_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}$ — коэффициент динамической вязкости равновесного и замороженного составов продуктов газификации твердого УВГ; $\lambda_{\text{УВГ}}$, $\lambda_{\text{УВГ}}^{\text{равн}}$ и $\lambda_{\text{УВГ}}^{\text{зам}}$ — коэффициент теплопроводности продуктов газификации соответственно твердого УВГ, его равновесного и замороженного составов.

Зависимости теплофизических свойств продуктов газификации от температуры для равновесного и замороженного составов определяются из термодинамического расчета [12].

Отметим, что в пристеночном слое эндотермические реакции разложения продуктов газификации твердого УВГ начинаются раньше, чем в ядре потока продуктов газификации твердого УВГ, вследствие поперечного градиента темпе-

ратуры. Данный эффект учтен введением поправки к числу Нуссельта на эмпирическую функцию, определяемую отношением характерных времен диффузии $\tau_{\text{диф}}$ и химической реакции $\tau_{\text{хим}}$ [20]:

$$\frac{\text{Nu}_{\text{УВГ}}^{\text{кин}}}{\text{Nu}_{\text{УВГ}}} = f\left(\frac{\tau_{\text{диф}}}{\tau_{\text{хим}}}\right) = \left(\frac{1 + 4,21 \cdot 10^3 \text{Da}_{\text{II}}^{1,18}}{1 + 0,52 \text{Da}_{\text{II}}^{1,18}}\right)^{0,15}. \quad (1)$$

Здесь $\text{Nu}_{\text{УВГ}}^{\text{кин}}$ — число Нуссельта с учетом кинетики химических реакций при температуре стенки; Da_{II} — второе число Дамкелера, $\text{Da}_{\text{II}} = k'h^2/D$, где k' — константа скорости реакции, определяемая при температуре стенки, $k' = k_0 \exp(-E_a/(RT_w))$; h — характеристический размер (в данном случае — высота канала охлаждения); D — коэффициент диффузии, $D = 0,0671(T/T_0)^2 p_0/p$ (p_0 и T_0 — давление и температура при стандартных условиях) [21].

После вычисления $\text{Nu}_{\text{УВГ}}^{\text{кин}}$ можно определить коэффициент теплоотдачи между продуктами газификации твердого УВГ и стенками каналов охлаждения:

$$\alpha_{\text{УВГ}} = \frac{\text{Nu}_{\text{УВГ}} \lambda_{\text{УВГ}}}{d_3}.$$

Представленная математическая модель позволяет прогнозировать распределение температур охладителя и стенки КС с учетом эндотермических реакций разложения продуктов газификации твердого УВГ в каналах охлаждения. Применение данной математической модели дает возможность оценивать эффективность противоточного регенеративного охлаждения КС с использованием ЭКМ, в состав которых входят твердые УВГ.

Результаты моделирования. В настоящей работе принято, что термическая стойкость конструкции КС обеспечивается тогда, когда температура стенок меньше предельной допустимой для существующих конструкционных материалов (~1450 К). Превышение ее выше допустимой может привести к термомеханическому разрушению или прогару стенок КС. Кроме того, недопустим нагрев продуктов газификации выше $T_{\text{УВГ lim}} = 1000$ К, поскольку при этой температуре происходит интенсивное образование конденсированной фазы, сопровождаемое осаждением углеродистых соединений на стенках с соответствующим ухудшением теплопередачи и повышением гидравлического сопротивления в каналах охлаждения.

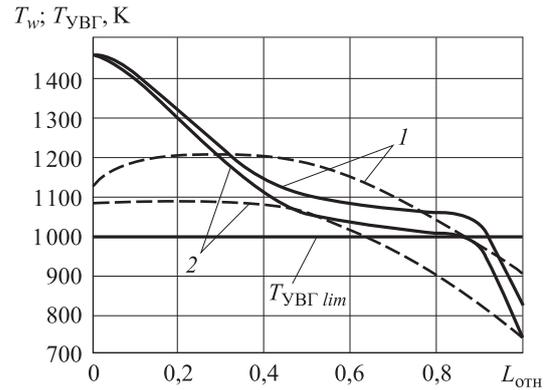


Рис. 3. Распределение температуры стенки T_w (1) и продуктов газификации $T_{\text{УВГ}}$ (2) твердого УВГ на основе $(\text{C}_2\text{H}_4)_n$ вдоль относительной координаты канала охлаждения $L_{\text{отн}}$:
 — $\Omega = 15$ кг/(с·м²), $\alpha = 2,5$;
 - - - $\Omega = 320$ кг/(с·м²), $\alpha = 0,8$

Расчет проведен для осесимметричной теплоизолированной по внешней поверхности КС, работающей на продуктах газификации двух твердых УВГ: на основе уротропина $\text{C}_6\text{H}_{12}\text{N}_4$ и полиизобутилена $(\text{C}_2\text{H}_4)_n$. На рис. 3 приведены зависимости, демонстрирующие изменение температуры стенок и продуктов газификации твердого УВГ на основе $(\text{C}_2\text{H}_4)_n$ вдоль канала охлаждения КС (вдоль относительной координаты канала охлаждения $L_{\text{отн}}$). Данные приведены для коэффициентов избытка окислителя $\alpha = 0,8$ и $2,5$ при значениях расхода напряженности $\Omega = 15$ и 320 кг/(с·м²).

Изменения температуры стенки T_w и продуктов газификации $T_{\text{УВГ}}$ по длине КС зависят от ряда факторов, анализ влияния которых приведен ниже. Для рассмотренных режимов работы КС температура стенки не превышает значения, соответствующего пределу работоспособности современных металлических конструкционных материалов, а температура $T_{\text{УВГ}}$ может быть больше 1000 К (см. рис. 3). Это указывает на то, что в рассматриваемом случае, в отличие от приведенного в работе [10], определяющим условием работоспособности КС является отсутствие перегрева продуктов газификации УВГ. Поэтому далее основное внимание уделяем характеру и причинам перегрева продуктов газификации УВГ в каналах охлаждения.

Установлено, что с ростом коэффициента избытка воздуха α температуры T_w и $T_{\text{УВГ}}$ увеличиваются, что объясняется снижением $G_{\text{УВГ}}$ и соответственно повышением теплового потока, приходящегося на единицу массового расхода охладителя.

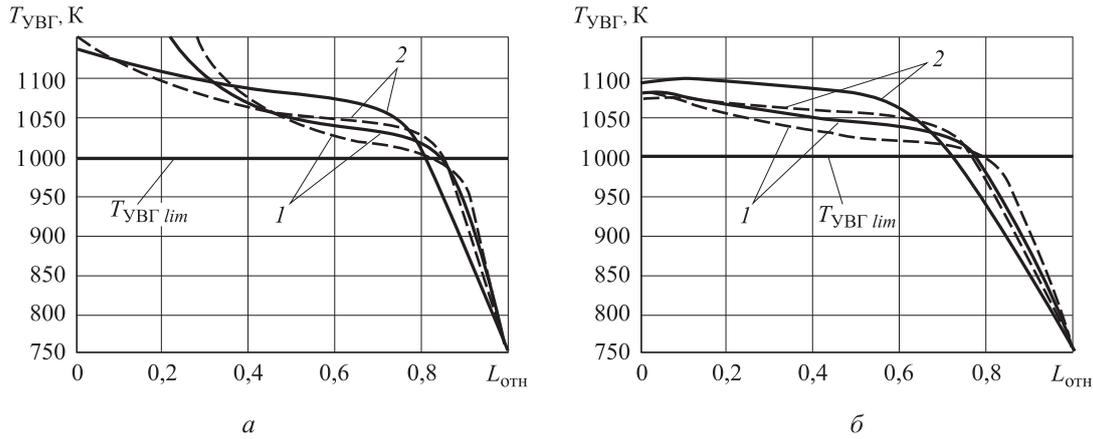


Рис. 4. Распределения температуры продуктов газификации $T_{УВГ}$ вдоль относительной координаты канала охлаждения $L_{отн}$ для уротропина (—) и полиизобутилена (---) при $\alpha = 1$ (а) и 2 (б): 1 — $\Omega = 15 \text{ кг/(с·м}^2\text{)}$; 2 — $\Omega = 80 \text{ кг/(с·м}^2\text{)}$

На рис. 4, а и б приведены распределения температур продуктов газификации твердых УВГ вдоль КС для различных значений коэффициента избытка воздуха и расхода напряженности.

Различие теплофизических свойств уротропина и полиизобутилена приводит к более интенсивному росту температуры продуктов газификации последнего при режимах работы КС со сравнительно низкими Ω и высокими α . На начальных участках КС, где степень разложения продуктов газификации сравнительно невысока, теплофизические свойства соответствуют замороженному составу. По мере движения продуктов газификации по каналам охлаждения степень разложения твердого УВГ увеличивается, и свойства охладителя более соответствуют равновесному составу. Как отмечено ранее, степень завершенности эндотермических реакций в канале охлаждения характеризуется массовой концентрацией прореагировавших продуктов газификации. Распределение g по длине канала системы охлаждения в зависимости от режима работы КС представлено на рис. 5. Данные приведены для противоточной системы охлаждения. С увеличением расхода напряженности Ω массовая концентрация прореагировавших продуктов газификации уменьшается, поскольку увеличивается скорость их движения в канале охлаждения, и, следовательно, реакции разложения не успевают завершиться. При увеличении α наблюдается рост g , поскольку уменьшается расход продуктов газификации через канал охлаждения.

Одним из условий повышения полноты сгорания η топлива в КС является увеличение

времени пребывания в ней продуктов сгорания топливо-воздушной смеси, что может быть достигнуто удлинением $L_{КС}$. Однако возможность увеличения длины $L_{КС}$, как правило, ограничена не только допустимой массой и габаритами КС, но и температурным режимом работы двигателя. Таким образом, возникает необходимость определения режимов работы КС и ее системы охлаждения, обеспечивающих, с одной стороны, высокие значения полноты сгорания топлива, с другой — работоспособность конструкции. Для анализа возможности использования продуктов газификации твердого УВГ как охладителя высокоскоростных ПВРД можно использовать параметр, определяющий предельное время пребывания продуктов сгорания в КС, которое может быть обеспечено системой охлаждения:

$$\tau_{lim} = \frac{L_{lim}(T_{УВГ lim})}{W_{КС}}$$

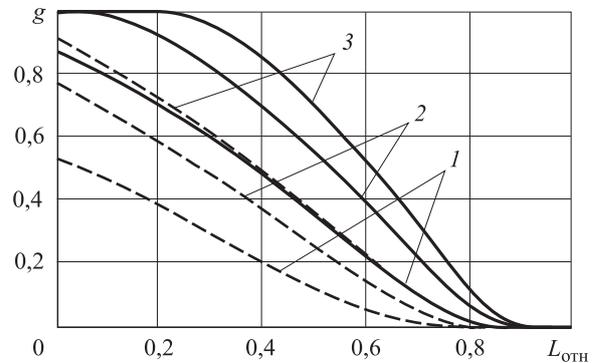


Рис. 5. Распределение массовой концентрации прореагировавших продуктов газификации g вдоль относительной координаты канала охлаждения $L_{отн}$ при $\alpha = 1,0$ (1), 1,5 (2) и 2,0 (3): — $\Omega = 15 \text{ кг/(с·м}^2\text{)}$; --- $\Omega = 80 \text{ кг/(с·м}^2\text{)}$

где $L_{lim}(T_{увг\ lim})$ — предельная длина КС, которую на данном режиме работы можно охладить до наступления перегрева продуктов газификации твердого УВГ; $W_{КС}$ — скорость течения продуктов сгорания в КС.

Результаты расчета предельного времени пребывания в заданных диапазонах изменения расходонапряженности Ω и коэффициента избытка воздуха α для двух ЭКМ на основе уротропина и полиизобутилена приведены на рис. 6.

При малых значениях коэффициента избытка окислителя с увеличением Ω наблюдается рост τ_{lim} , что обусловлено снижением суммарного теплового потока, отнесенного к единице массового расхода продуктов газификации твердого УВГ. Отметим, что с увеличением α температура продуктов сгорания в КС снижается, однако для системы охлаждения наиболее значимо уменьшение массового расхода продуктов газификации твердого УВГ, что приводит к соответствующему снижению τ_{lim} .

Полученные результаты демонстрируют значительную зависимость τ_{lim} от скорости протекания реакции разложения в канале регенеративной системы охлаждения КС высокоскоростного ПВРД. Для оценки этого эффекта построены зависимости возможного изменения предельного времени пребывания в КС от степени увеличения константы скорости реакции разложения k_1/k при различных коэффициентах избытка воздуха α для некоторого характерного значения расходонапряженности Ω

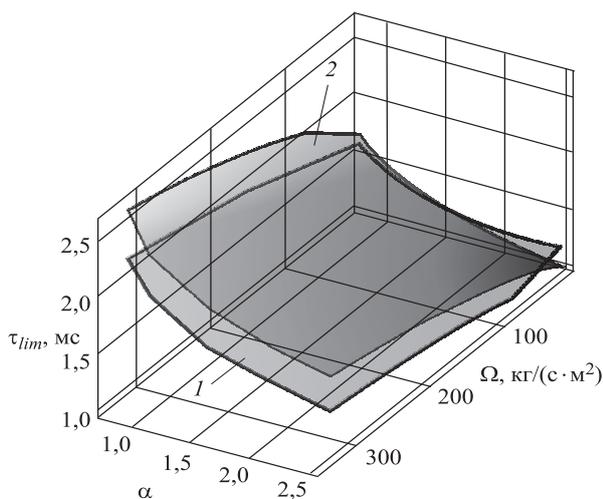


Рис. 6. Зависимость предельного времени пребывания продуктов сгорания в КС τ_{lim} от коэффициента избытка воздуха α и расходонапряженности Ω :
1 — полиизобутилен; 2 — уротропин

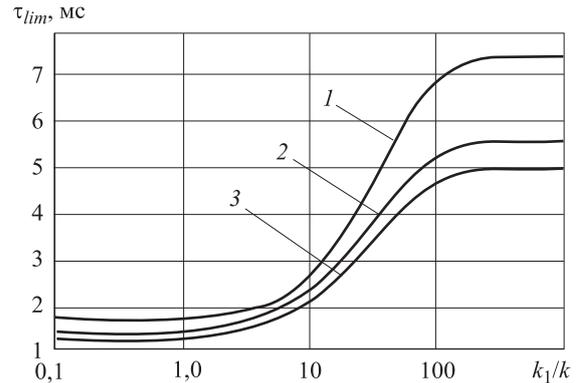


Рис. 7. Зависимость предельного времени пребывания продуктов сгорания в КС τ_{lim} от степени увеличения константы скорости реакции k_1/k при $\Omega = 80 \text{ кг}/(\text{с} \cdot \text{м}^2)$:
1 — $\alpha = 1,0$; 2 — $\alpha = 1,5$; 3 — $\alpha = 2,0$

(рис. 7). Повышение константы скорости реакции разложения на порядок приводит к увеличению предельного времени пребывания τ_{lim} примерно в 2 раза, а ее повышение на два порядка — в 5 раз. Это объясняется возможностью реализации более высокого значения химической составляющей хладоресурса продуктов газификации твердого УВГ. Дальнейший рост константы скорости реакции практически не приводит к увеличению τ_{lim} , так как в каналах системы охлаждения реализуется состояние охладителя, близкое к равновесному. При этом также наблюдается уменьшение τ_{lim} с ростом коэффициента избытка окислителя.

Согласно зависимости (1), влияние градиента температуры в канале системы охлаждения на теплообмен проявляется при числах $Da_{II} \geq 10^{-4}$. При этом число Нуссельта с учетом кинетики химических реакций при температуре стенки $Nu_{УВГ}^{кин}$ превышает число Нуссельта при температуре ядра потока $Nu_{УВГ}$ на 5...7%. Установлено, что в рассматриваемых условиях неравномерное разложение продуктов газификации твердого УВГ в поперечном сечении каналов охлаждения, вызванное температурным градиентом, интенсифицирует теплоотдачу до 10%.

На рис. 8 приведены зависимости предельного времени пребывания продуктов сгорания в КС τ_{lim} от расходонапряженности Ω для различных значений α . В случае применения $(C_2H_4)_n$ при значениях $\alpha > 2$ зависимость $\tau_{lim}(\Omega)$ имеет экстремальный вид. Это объясняется тем, что при $\alpha > 2$ с увеличением Ω от 15 до $80 \text{ кг}/(\text{с} \cdot \text{м}^2)$ скорость течения в каналах охлаждения растет, а это приводит к снижению массовой концентрации прореагировавших

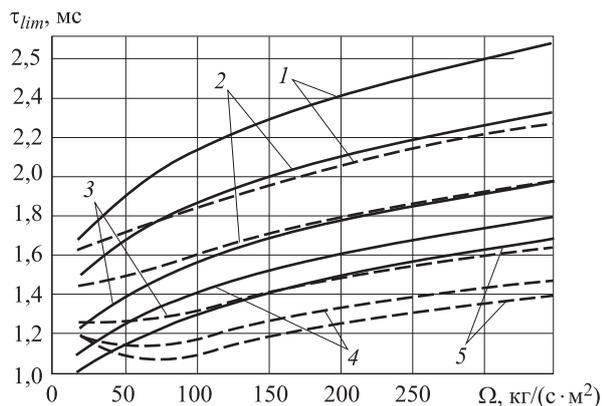


Рис. 8. Зависимость предельного времени пребывания продуктов сгорания в КС τ_{lim} от расходонапряженности Ω для УВГ на основе $C_6H_{12}N_4$ (—) и $(C_2H_4)_n$ (---):
 1 — $\alpha = 0,8$; 2 — $\alpha = 1,0$; 3 — $\alpha = 1,5$; 4 — $\alpha = 2,0$;
 5 — $\alpha = 2,5$

продуктов газификации g до 0,5...0,7 и соответственно к уменьшению реализуемого химического хладоресурса продуктов газификации твердого УВГ. Дальнейшее повышение Ω нивелирует эффект снижения химического хладоресурса охладителя через уменьшение суммарного теплового потока, отнесенного к единице массового расхода продуктов газификации твердого УВГ. В случае применения $C_6H_{12}N_4$ для рассматриваемого диапазона α не наблюдается экстремального характера зависимости $\tau_{lim}(\Omega)$, поскольку наличие более высоких значений хладоресурса у $C_6H_{12}N_4$ по сравнению с $(C_2H_4)_n$ приводит к монотонному возрастанию τ_{lim} при увеличении Ω . Полученные данные позволяют оценивать эффективность работы системы охлаждения при различных режимах работы КС высокоскоростного ПВРД.

Выводы

1. При режимах работы, соответствующих $\alpha = 0,8...2,5$ и $\Omega = 15...320$ кг/(с·м²), определя-

ющим фактором работоспособности является отсутствие перегрева продуктов газификации ЭКМ в каналах охлаждения при температуре более $T_{ЭКМ\ lim} = 1\ 000$ К (температура начала интенсивного образования конденсированной фазы). Температура стенок при указанных режимах не превышает предельных температур работоспособности существующих конструкционных металлических материалов.

2. В процессе охлаждения КС происходят эндотермические реакции разложения продуктов газификации ЭКМ, что приводит к значительному значению (более 50 %) химической составляющей в суммарном хладоресурсе ЭКМ. При этом в системе охлаждения хладоресурс ЭКМ на основе полиизобутилена $\Delta H \sim 1$ МДж/кг, а хладоресурс твердого УВГ на основе уротропина $\Delta H \sim 4$ МДж/кг, что является достаточным для надежного охлаждения КС в широком диапазоне режимов работы ПВРД. Для обеспечения требуемого охлаждения КС и максимальной полноты сгорания топлива целесообразно рассматривать смеси полиизобутилена и уротропина в качестве наполнителя ЭКМ.

3. Для рассмотренных режимов работы ПВРД предельное время пребывания продуктов сгорания в КС $\tau_{lim} = 1,0...2,5$ мс. С повышением расходонапряженности Ω и уменьшением коэффициента избытка воздуха α предельное время τ_{lim} увеличивается. Показано, что при росте скорости эндотермических реакций разложения продуктов газификации твердого УВГ происходит повышение τ_{lim} , которое асимптотически приближается к значениям, соответствующим термодинамически и химически равновесному течению в каналах системы охлаждения.

4. Полученные данные могут быть использованы при проектировании КС высокоскоростных ПВРД, энергетических и технологических установок, где УВГ применяют в качестве топлива.

Литература

[1] Кондратюк Е.Л. Исследования, проводимые в США в области создания гиперзвуковых летательных аппаратов. *Двигатель*, 2013, № 1, с. 8–11.
 [2] Жуков Б.П. *Энергетические конденсированные системы*. Москва, Янус, 2000. 596 с.
 [3] Суриков Е.В., Бабкин В.И., Шаров М.С., Яновский Л.С., Ширин А.П. *Прямоточный воздушно-реактивный двигатель на твердом горючем и способ функционирования двигателя*. Пат. 2565131 РФ. 2015, бюл. № 29, 8 с.
 [4] Сорокин В.А., Яновский Л.С., Козлов В.А. *Ракетно-прямоточные двигатели на твердых и пастообразных топливах. Основы проектирования и экспериментальной отработки*. Москва, Физматлит, 2010. 320 с.

- [5] Шигабиев Т.Н., Яновский Л.С., Галимов Ф.М., Иванов В.Ф. *Эндотермические топлива и рабочие тела силовых и энергетических установок*. Казань, Изд-во Казанского государственного технологического университета, 1996. 264 с.
- [6] 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.
- [7] Arfeyev K.Yu., Fedotova K.V., Yanovskiy L.S. The Analysis of Combustion Chambers Cooling Conditions by Means of Polymeric Compound Gasification Products. *XXXI International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter, March 1–6 2016, Elburg, Russia*, 215 p.
- [8] 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 энергобаллистическими характеристиками. *Боеприпасы и спецхимия*, 2013, № 1, с. 44–50
- [9] Бакулин В.Н., Дубовкин Н.Ф., Котова В.Н., Сорокин В.А., Францевич В.П., Яновский Л.С. *Энергоемкие горючие для авиационных и ракетных двигателей*, Москва, Физматлит, 2009. 320 с.
- [10] Александров В.Ю., Арефьев К.Ю., Воронежский 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.
- [11] Аннушкин Ю.М. Основные закономерности выгорания турбулентных струй водорода в воздушных каналах. *ФГВ*, 1981, № 4, с. 59–71.
- [12] Трусов Б.Г. Программная система TERRA для моделирования фазовых и химических равновесий при высоких температурах. *Горение и плазмохимия. Матер. III Международ. симп.*, Алматы, Изд-во Казахского национального ун-та, 2005, с. 52–57.
- [13] Аверьков И.С., Александров В.Ю., Арефьев К.Ю., Воронежский А.В., Гуськов О.В., Прохоров А.Н., Яновский Л.С. Влияние полноты сгорания топлива на характеристики прямоточных воздушно-реактивных двигателей. *Теплофизика высоких температур*, 2016, № 6, с. 939–949.
- [14] Алемасов В.Е., Дрегаллин А.Ф., Тишин А.П. *Теория ракетных двигателей*. Москва, Машиностроение, 1980. 547 с.
- [15] Авдудевский В.С., ред. *Основы теплопередачи в авиационной и ракетно-космической технике*. Москва, Наука, 1992. 528 с.
- [16] Ягодников Д.А., ред. *Жидкостные ракетные двигатели. Основы проектирования*. Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2016. 461 с.
- [17] Гуськов О.В., Копченков В.И., Липатов И.И., Острась В.Н., Старухин В.П. *Процессы торможения сверхзвуковых течений в каналах*. Москва, Физматлит, 2008. 168 с.
- [18] Михеев М.А., Михеева И.М. *Основы теплопередачи*. Москва, Энергия, 1977. 344 с.
- [19] Токталиев П.Д., Мартыненко С.И. Математическая модель системы охлаждения камер сгорания авиационных прямоточных двигателей на эндотермических топливах. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Естественные науки*, 2015, т. 58, № 1, с. 85–98.
- [20] Шигабиев Т.Н., Яновский Л.С., Галимов Ф.М., Иванов В.Ф. *Физический и химический хладоресурс углеводородных топлив*. Казань, Мастер Лайн, 2000. 240 с.
- [21] Споддинг Д.Б. *Основы теории горения*. Москва, Государственное энергетическое издательство, 1959. 320 с.

References

- [1] Kondratiuk E.L. Issledovaniia, provodimye v SShA v oblasti sozdaniia giperzvukovykh letatel'nykh apparatov [Studies conducted in the US in the field of hypersonic aircraft]. *Dvigatel' [Engine]*. 2013, no. 1, pp. 8–11.
- [2] Zhukov V.P. *Energeticheskie kondensirovannye sistemy [Energy condensed systems]*. Moscow, Ianus publ., 1999. 596 p.
- [3] Surikov E.V., Babkin V.I., Sharov M.S., Ianovskii L.S., Shirin A.P. *Priamotochnyi vozduшно-reaktivnyi dvigatel' na tverdom goriuchem i sposob funktsionirovaniia dvigatel'ia [Ramjet engine on solid fuel and method of functioning of the engine]*. Patent RF no. 2565131, 2015. 8 p.

- [4] Sorokin V.A., Ianovskii L.S., Kozlov V.A. *Raketno-priamotochnyye dvigateli na tverdykh i pastoobraznykh toplivakh. Osnovy proektirovaniia i eksperimental'noi otrabotki* [Rocket ramjet engine on solid and pasty fuels. Fundamentals of design and experimental testing]. Moscow, Fizmatlit publ., 2010. 320 p.
- [5] Shigabiev T.N., Ianovskii L.S., Galimov F.M., Ivanov V.F. *Endotermicheskie topliva i rabochie tela silovykh i energeticheskikh ustanovok* [Endothermic fuel and working bodies of power and power plants]. Kazan', KSTU publ., 1996. 264 p.
- [6] Sinditskii V.P., Egorshchikov V.Yu., Berezin M.V., Serushkin V.V. Mechanism of HMX combustion in a wide range of pressures. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2009, vol. 45, no. 4, pp. 461–477.
- [7] Arefyev K.Yu., Fedotova K.V., Yanovskiy L.S. The Analysis of Combustion Chambers Cooling Conditions by Means of Polymeric Compound Gasification Products. *31 International Conference on Interaction of Intense Energy Fluxes with Matter, March 1–6 2016*, Elbrus, Russia, 215 p.
- [8] Varennykh N.M., Shabunin A.I., Sarab'ev V.I., Khrisantov M.V., Shibanov S.V., Kalinin S.V. Osnovnye napravleniia razrabotki tverdykh pirotekhnicheskikh topliv dlia vozdushno-reaktivnykh dvigatelei s povyshennymi energo-ballisticheskimi kharakteristikami [The main directions of development of solid pyrotechnic fuel for jet engines with high energy-ballistic characteristics]. *Boepripasy i spetskhimiia* [Ammunition and special chemical]. 2013, no. 1, pp. 44–50.
- [9] Bakulin V.N., Dubovkin N.F., Kotova V.N., Sorokin V.A., Frantskevich V.P., Yanovskii L.S. *Energoemkie goriuchie dlia aviatsionnykh i raketnykh dvigatelei* [Energy-intensive fuels for aircraft and rocket engines]. Moscow, Fizmatlit publ., 2009. 320 p.
- [10] Aleksandrov V.Iu., Arefev K.Iu., Voronetskii A.V. Issledovanie effektivnosti regenerativnoi sistemy okhlazhdeniia sverkhzvukovykh priamotochnykh vozdushno-reaktivnykh dvigatelei na uglevodorodnom goriuchem [Efficiency Analysis of the Regenerative Cooling System for Supersonic Ramjet on Hydrocarbon Fuel]. *Teplovyie protsessy v tekhnike* [Thermal Processes in Engineering]. 2014, vol. 6, no. 11, pp. 489–495.
- [11] Annushkin Iu.M. Osnovnye zakonomernosti vygoraniia turbulentnykh strui vodoroda v vozdushnykh kanalakh [Basic laws of burnout turbulent hydrogen jet in air ducts]. *FGV* [Combustion, Explosion, and Shock Waves]. 1981, no. 4, pp. 59–71.
- [12] Trusov B.G. Programmnaia sistema TERRA dlia modelirovaniia fazovykh i khimicheskikh ravnovesii pri vysokikh temperaturakh [TERRA system software for the simulation of phase and chemical equilibria at high temperatures]. *Gorenie i plazmokhimiia. Materialy 3 Mezhdunarodnogo simpoziuma* [Burning and plasma chemistry. Proceedings of the 3 International Symposium]. Almaty, KNU publ., 2005, pp. 52–57.
- [13] Aver'kov I.S., Aleksandrov V.Iu., Arefev K.Iu., Voronetskii A.V., Gus'kov O.V., Prokhorov A.N., Ianovskii L.S. Vliianie polnoty sgoraniia topliva na kharakteristiki priamotochnykh vozdushno-reaktivnykh dvigatelei [The influence of combustion on the characteristics of ramjet engines]. *Teplofizika vysokikh temperatur* [High temperature]. 2016, no. 6, pp. 939–949.
- [14] Alemasov V.E., Dregalin A.F., Tishin A.P. *Teoriia raketnykh dvigatelei* [Theory of rocket engines]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1980. 547 p.
- [15] *Osnovy teploperedachi v aviatsionnoi i raketno-kosmicheskoi tekhnike* [Fundamentals of heat transfer in the aviation and space technology]. Ed. Avduevskii V.S. Moscow, Nauka publ., 1992. 528 p.
- [16] *Zhidkostnye raketnye dvigateli. Osnovy proektirovaniia* [Liquid rocket engines. Design principles]. Ed. Iagodnikov D.A. Moscow, Bauman Press, 2016. 461 p.
- [17] Gus'kov O.V., Kopchenov V.I., Lipatov I.I., Ostras' V.N., Starukhin V.P. *Protsessy tormozheniia sverkhzvukovykh techenii v kanalakh* [Braking processes of supersonic flows in channels]. Moscow, Fizmatlit publ., 2008. 168 p.
- [18] Mikheev M.A., Mikheeva I.M. *Osnovy teploperedachi* [Fundamentals of heat transfer]. Moscow, Energiia publ., 1977. 344 p.
- [19] Toktaliev P.D., Martynenko S.I. Matematicheskaia model' sistemy okhlazhdeniia kamer sgoraniia aviatsionnykh priamotochnykh dvigatelei na endotermicheskikh toplivakh [Mathematical Model of the Cooling System of Combustion Chambers of Aviation Ramjet]

- Engines using Endothermic Fuels]. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Estestvennyye nauki* [Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Natural Sciences]. 2015, vol. 58, no. 1, pp. 85–98.
- [20] Shigabiev T.N., Ivanovskii L.S., Galimov F.M., Ivanov V.F. *Fizicheskii i khimicheskii khladoresurs uglevodorodnykh topliv* [Physical and chemical hadarezer hydrocarbon fuels]. Kazan', Master Lain publ., 2000. 240 p.
- [21] Spolding D.B. *Osnovy teorii goreniiia* [Fundamentals of the theory of combustion]. Moscow, Gosudarstvennoe energeticheskoe izdatel'stvo, 1959. 320 p.

Статья поступила в редакцию 13.09.2016

Информация об авторах

АРЕФЬЕВ Константин Юрьевич (Москва) — кандидат технических наук, сотрудник кафедры «Ракетные двигатели». МГТУ им. Н.Э. Баумана; зам. зав. лабораторией гиперзвуковых и плазменных технологий. МФТИ; старший научный сотрудник отдела «Аэрокосмические двигатели». ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова» (111116, Москва, Российская Федерация, Авиамоторная ул., д. 2, e-mail: arefyev@ciam.ru).

ФЕДОТОВА Ксения Викторовна (Москва) — ассистент кафедры «Ракетные двигатели». МГТУ им. Н.Э. Баумана; младший научный сотрудник. ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова» (111116, Москва, Российская Федерация, Авиамоторная ул., д. 2, e-mail: fedkv_89@mail.ru).

ЯНОВСКИЙ Леонид Самойлович (Черноголовка) — доктор технических наук, начальник отдела «Специальные авиационные двигатели и химмотология». ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова»; зав. отделом горения и взрыва. Институт проблем химической физики РАН (142432, Черноголовка, Московская обл., Российская Федерация, пр-т академика Семенова, д. 1, e-mail: yanovskiy@ciam.ru).

АВЕРЬКОВ Игорь Сергеевич (Москва) — научный сотрудник отдела «Специальные авиационные двигатели и химмотология». ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова» (111116, Москва, Российская Федерация, ул. Авиамоторная, д. 2, e-mail: averkov@ciam.ru).

БАЙКОВ Алексей Витальевич (Москва) — кандидат технических наук, начальник сектора отдела «Специальные авиационные двигатели и химмотология». ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова»; старший научный сотрудник. Институт проблем химической физики РАН (142432, Черноголовка, Московская обл., Российская Федерация, пр-т академика Семенова, д. 1, e-mail: baykov@ciam.ru).

Information about the authors

AREFYEV Konstantin Yurievich (Moscow) — Candidate of Science (Eng.), Lecturer, Rocket Engine Department. Bauman Moscow State Technical University; Deputy Head of Laboratory of Hypersonic and Plasma Technologies. Moscow Institute of Physics and Technology. Senior Researcher, Aerospace Engine Department. Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM (111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2, e-mail: arefyev@ciam.ru).

FEDOTOVA Ksenia Viktorovna (Moscow) — Teaching Assistant, Rocket Engine Department. Bauman Moscow State Technical University; Junior Researcher, Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM (111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2, e-mail: fedkv_89@mail.ru).

YANOVSKIY Leonid Samoylovich (Chernogolovka) — Doctor of Science (Eng.), Head of Department of Special Aircraft Engines and Chemmotology. Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM; head of «Combustion and Explosion» Department. Institute of Problems of Chemical Physics of Russian Academy of Sciences (142432, Chernogolovka, Moscow region, Russian Federation, Academician Semenov ave., Bild. 1, e-mail: yanovskiy@ciam.ru).

AVERKOV Igor Sergeevich (Moscow) — Researcher, Department of Special Aircraft Engines and Chemmotology. Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM (111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2, e-mail: averkov@ciam.ru).

BAYKOV Aleksey Vitalievich (Chernogolovka) — Candidate of Science (Eng.), Head of Unit at Department of Special Aircraft Engines and Chemmotology. Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM; Senior Researcher. Institute of Problems of Chemical Physics of Russian Academy of Sciences (142432, Chernogolovka, Moscow region, Russian Federation, Academician Semenov ave., Bild. 1, e-mail: baykov@ciam.ru).