

# Авиационная и ракетно-космическая техника

УДК 641.454.2

DOI 10.18698/0536-1044-2016-7-94-104

## Анализ влияния типа форсунок и направления впрыска жидкости на эффективность двухфазного смесеобразования в канале постоянного сечения\*

К.Ю. Арефьев<sup>1,2,3</sup>, А.В. Воронетский<sup>2</sup>, А.Н. Прохоров<sup>1</sup>, С.А. Сучков<sup>2</sup>,  
Л.А. Филимонов<sup>2</sup>

<sup>1</sup> ФГУП ЦИАМ им. П.И. Баранова, 111116, Москва, Российская Федерация, Авиамоторная ул., д. 2

<sup>2</sup> МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1

<sup>3</sup> МФТИ, 141701, Московская обл., Долгопрудный, Российская Федерация, Институтский пер., д. 9

## The Analysis of Influence of the Nozzle Structure and Fluid Injection Path on the Efficiency of Two-Phase Mixing in a Constant Cross Section Channel

K.Y. Arefyev<sup>1,2,3</sup>, A.V. Voronetskiy<sup>2</sup>, A.N. Prokhorov<sup>1</sup>, S.A. Suchkov<sup>2</sup>,  
L.A. Filimonov<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Central Institute of Aviation Motors n. a. P.I. Baranov, 111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2

<sup>2</sup> BMSTU, 105005, Moscow, Russian Federation, 2<sup>nd</sup> Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1

<sup>3</sup> Moscow Institute of Physics and Technology, 141701, Moscow region, Dolgoprudnyy, Russian Federation, Institutskiy per., Bld. 9



e-mail: arefyev@rambler.ru, voron@bmstu.ru, prokhorov@ciam.ru, sergeas67@gmail.com,  
lfilimonov@mail.ru



Создание высокоэффективных камер сгорания перспективных силовых и энергетических установок связано с интенсификацией двухфазного смесеобразования, в частности, внутри каналов постоянного сечения. Известные экспериментальные исследования в большинстве случаев позволяют получить закономерности влияния различных факторов на интегральные характеристики рабочего процесса, такие как полнота сгорания горючего, коэффициент полезного действия и др. Однако экспериментальные данные не позволяют детально проанализировать особенности процессов дробления и испарения капель, что необходимо для дальнейшего повышения эффективности смесеобразования в проточном тракте. В связи с этим имитационное численное моделирование указанных процессов является актуальной задачей. Представлены математическая модель и результаты исследования характеристик двухфазного смесеобразования в канале постоянного сечения при спутной и поперечной подаче жидкости через струйные и центробежные форсунки. На основе результатов моделирования разработаны рекомендации по интенсификации процессов смесеобразования в канале постоянного сечения. Полученные данные могут быть использованы при выборе конфигурации системы

\* Исследования выполнены при частичной финансовой поддержке РФФИ в рамках гранта № 14-08-01118.

подачи горючего в генераторах высокоэнтальпийных потоков, энергетических и силовых установках, а также в технологическом и стендовом оборудовании.

**Ключевые слова:** математическое моделирование, распыл жидкости, дробление капель, испарение капель, канал постоянного сечения.

**i** The development of high performance combustion chambers for future propulsion and power plants is associated with the intensification of two-phase mixing process, namely in constant cross section channels. Using well-documented experimental studies, in most cases it is possible to obtain patterns of change in integral characteristics of the working process such as fuel combustion completeness, coefficient of efficiency, etc. However, experimental data do not enable detailed analysis of droplet fragmentation and evaporation processes, which is necessary to further improve the mixing efficiency in the flow path. Therefore, it is important to study these processes through numerical simulation. The paper presents the mathematical model and the results of studies of two-phase mixing in a constant cross section channel with the wake and transverse fluid supply through spray and centrifugal injectors. Based on the simulation results, recommendations on the intensification of the mixing processes in the constant cross section channel are given. The data obtained can be used for selecting configuration of the fuel supply system in high-enthalpy flow generators, power and propulsion plants as well as processing and testing equipment.

**Keywords:** mathematical modeling, fuel injection, droplet fragmentation, droplet evaporation, constant section channel.

Повышение эффективности рабочего процесса в генераторах высокоэнтальпийного потока, энергетических и силовых установках, а также в технологическом и стендовом оборудовании часто связано с интенсификацией двухфазного смесеобразования. Наиболее распространенной является конфигурация каналов (рис. 1), в которых распыл жидкости осуществляется через форсунки 3, расположенные на специальных пилонах 2. При этом канал ограничен непроницаемыми стенками 5 и имеет постоянное сечение. Впрыск жидкости через форсунки приводит к образованию факела 4 распыла. Капли жидкости смешиваются с высокоскоростным и высокоэнтальпийным газовым потоком 1. В работе исследован канал длиной  $L \approx 1$  м со следующими геометрическими соотношениями:  $h/H = 0,2$ ;  $L/H = 12$ , где  $h$  — толщина пилонна;  $H$  — высота канала.

Под двухфазным смесеобразованием понимается совокупность процессов распыла жидкости, а также процессов движения, дробления и испарения образовавшихся капель в газовом потоке. Эффективность смесеобразования определяется протяженностью зоны испарения жидкости и равномерностью смешения паров с газовым потоком, которые, в свою очередь, зависят от дисперсности капель в факеле распыла, направления впрыска жидкости, а также от интенсивности дробления и испарения капель в потоке.

Большое количество экспериментов, проведенных в ЦИАМ им. П.И. Баранова, ЦАГИ им. Н.Е. Жуковского, МГТУ им. Н.Э. Баумана, ИТПМ им. С.А. Христиановича, Институте теплофизики им. С.С. Кутателадзе, ОИВТ РАН и других организациях, позволило получить эмпирические закономерности влияния различных факторов на интегральные характеристики процессов двухфазного смесеобразования. К таким характеристикам можно отнести полноту сгорания топлива (для энергетических и силовых установок), коэффициент полезного действия, коэффициент использования подаваемой жидкости и др. Однако имеющиеся экспериментальные данные чаще всего не позволяют детально проанализировать особенности дробления и испарения капель, что необходимо для дальнейшего повышения эффективности рабочего процесса.

Цель работы — численное моделирование двухфазного газодинамического течения в ка-

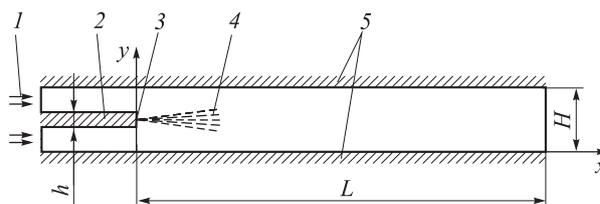


Рис. 1. Схема канала постоянного сечения: 1 — газовый поток; 2 — пилон; 3 — форсунка; 4 — факел распыла форсунки; 5 — стенки канала

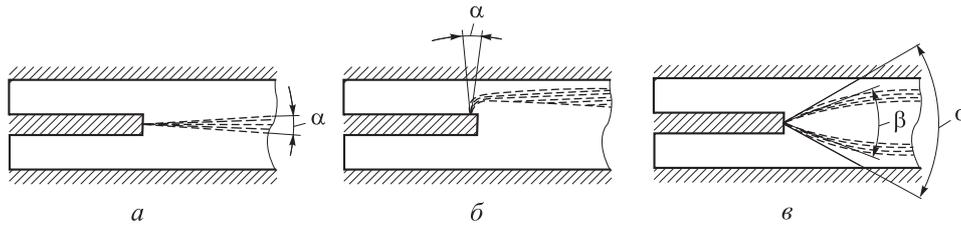


Рис. 2. Схема подачи жидкости через форсунки ( $\alpha, \beta$  — углы внешней и внутренней конических поверхностей факела распыла форсунок):  
 а — вариант 1; б — вариант 2; в — вариант 3

нале постоянного сечения и выявление основных закономерностей смесеобразования капель подаваемой через форсунки жидкости в сносящем потоке газа.

Моделирование выполнено с помощью численного решения системы дифференциальных уравнений газовой динамики и движения капель жидкости с учетом процессов их испарения и дробления в высокоэнтальпийном потоке.

Параметрические исследования проведены для следующих вариантов подачи жидкости:

- 1) через струйную форсунку со впрыском жидкости спутно с газовым потоком (рис. 2, а);
- 2) через струйную форсунку со впрыском жидкости перпендикулярно потоку газа (рис. 2, б);
- 3) через центробежную форсунку со впрыском жидкости спутно с газовым потоком (рис. 2, в).

Результаты исследования позволили дать сравнительную оценку эффективности смесеобразования для различных вариантов впрыска жидкости в газовый поток. Определены зоны, где происходит интенсивное дробление и испарение горючего. Полученные данные могут быть использованы при выборе конфигурации системы подачи горючего или других жидкостей в генераторах высокоэнтальпийных потоков, энергетических и силовых установках, а также в технологическом и стендовом оборудовании.

**Математическая модель.** Используемая для определения параметров двухфазного газодинамического течения в канале постоянного сечения математическая модель основана на системе нестационарных уравнений Навье — Стокса, адаптированных для вычисления параметров в двухфазных потоках [1]. Поскольку в рамках расчетного исследования рассматривался плоскопараллельный поток, математическое

моделирование течения проведено в двумерной постановке. С учетом относительно небольшого массового расхода жидкости принято допущение об отсутствии обратного влияния движения, дробления и испарения капель жидкости на газовый поток. Поскольку основной задачей работы является исследование смесеобразования, жидкость полагается инертной и химические реакции не учитываются. Базовая система уравнений, записанная в векторной форме, имеет следующий вид:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{\partial (A - R)}{\partial x} + \frac{\partial (B - X)}{\partial y} = 0;$$

$$\sigma = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho u \\ \rho v \\ e \end{bmatrix}; \quad A = \begin{bmatrix} \rho u \\ p + \rho u^2 \\ \rho uv \\ (e + p)u \end{bmatrix}; \quad B = \begin{bmatrix} \rho v \\ \rho uv \\ p + \rho v^2 \\ (e + p)v \end{bmatrix};$$

$$R = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xx} \\ \tau_{xy} \\ u\tau_{xx} + v\tau_{xy} + q_x \end{bmatrix}; \quad X = \begin{bmatrix} 0 \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yy} \\ u\tau_{xy} + v\tau_{xx} + q_y \end{bmatrix},$$

где  $t$  — время;  $x, y$  — продольная и поперечная координаты;  $u, v$  — продольная и поперечная составляющие скорости газа;  $p, \rho$  — давление и плотность газа;  $e$  — удельная энергия газа;  $\tau_{xx}, \tau_{yy}, \tau_{xy}$  — вязкие напряжения для газового потока;  $q_x, q_y$  — тепловые потоки в продольном и поперечном направлениях. Система замыкается уравнением состояния идеального газа и моделью турбулентности Спаларта — Аллмареса [2].

Для моделирования движения капель использован комбинированный метод Лагранжа — Эйлера. Продольную и поперечную составляющие вектора скорости капель в газовом потоке определяют интегрированием следующих дифференциальных уравнений:

$$m_{pi} \frac{du_{pi}}{dt} = C_{xi} \rho \pi \frac{d_{pi}^2}{4} \frac{(u - u_{pi}) |u - u_{pi}|}{2};$$

$$m_{pi} \frac{dv_{pi}}{dt} = C_{xi} \rho \pi \frac{d_{pi}^2}{4} \frac{(v - v_{pi}) |v - v_{pi}|}{2},$$

где  $m_{pi}$  — масса  $i$ -й капли;  $u_{pi}$ ,  $v_{pi}$  — осевая и радиальная составляющая скорости  $i$ -й капли;  $C_{xi}$  — коэффициент сопротивления  $i$ -й капли;  $d_{pi}$  — диаметр  $i$ -й капли в недеформированном состоянии (эквивалентный).

Для учета отклонения формы капли от сферической [3] при расчете  $C_{xi}$  использовано уравнение [4]

$$C_{xi} = \frac{24}{Re_i} \left(1 + \frac{3}{16} Re_i\right)^{0,5} \left(1 + 0,25 \frac{We_i^{0,1}}{Lp_i^{0,04}}\right),$$

где  $Re_i$ ,  $We_i$  и  $Lp_i$  — соответственно критерии Рейнольдса, Вебера и Лапласа для  $i$ -й капли.

Следует отметить, что при превышении числом Вебера критического значения  $We_{кр}$  происходит газодинамическое дробление капель. Для различных жидкостей и режимов обтекания газом каплей критическое число Вебера  $We_{кр} = 1 \dots 100$  [5, 6]. Для рассматриваемых условий принято, что  $We_{кр} \approx 10$ . В целях упрощения толкования полученных результатов введем следующие термины: основная капля — капля, образовавшаяся вблизи сопла форсунки в результате распыла через нее жидкости; вторичная капля — капля, отделившаяся от основной в процессе газодинамического дробления. Для описания процесса потери каплей массы  $m_{pi}$  при газодинамическом дроблении использовано полуэмпирическое уравнение [4]

$$\frac{dm_{pi}}{dt} = - \frac{\pi \rho_{ж} d_1^3}{6} \frac{K_1 (We_i)^\psi (Re_i)^\omega}{t_i} \times \left[ 1 - \exp\left(-K_2 \frac{t}{t_{ind}}\right) \right],$$

где  $\rho_{ж}$  — плотность подаваемой жидкости;  $d_1$  — диаметр вторичной капли [5, 6];  $t_{ind}$  — период индукции отрыва вторичной капли;  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $\psi$ ,  $\omega$  — коэффициенты, полученные эмпирическим путем.

В рассматриваемой модели использовали два механизма дробления капель [4–6], основанных на срыве пограничного слоя или отделении ультрамелких вторичных капель с гребней волновых возмущений, образующихся в результате развития неустойчивости Кельвина — Гельм-

гольца. При этом предполагалось, что вторичные капли впоследствии не коагулируют.

Процесс нагрева и последующего испарения каплей происходит посредством конвективного теплопереноса и определяется коэффициентом теплоотдачи  $\alpha_{pi} = Nu_i \lambda_r / d_{pi}$  ( $\lambda_r$  — коэффициент теплопроводности газа). Используемый в расчетах критерий Нуссельта  $Nu_i$  для  $i$ -й капли можно определить по эмпирическому соотношению [7]

$$Nu_i = k_{исп} \frac{2,0 + 0,459 Re_i^{0,55} Pr^{0,33}}{1 + 3,42 \frac{M_{отнi} (2,0 + 0,459 Re_i^{0,55} Pr^{0,33})}{Re_i Pr}},$$

где  $k_{исп}$  — коэффициент, учитывающий влияние испарения капли на конвективный тепловой поток (для неиспаряющейся капли  $k_{исп} = 1$ , с увеличением интенсивности испарения коэффициент снижается до  $k_{исп} = 0,5 \dots 0,7$  [8]);  $Pr$  — критерий Прандтля;  $M_{отнi} = [(u - u_{pi})^2 + (v - v_{pi})^2]^{1/2} / a$  — относительное число Маха для  $i$ -й капли ( $a$  — скорость звука в газе).

Уравнение изменения средней температуры  $T_{pi}$  для  $i$ -й капли при ее движении в потоке с полной температурой газа  $T_r$  и числом Маха  $M = (u^2 + v^2)^{1/2} / a$  имеет вид

$$\frac{dT_{pi}}{dt} = 6 \frac{\alpha_{pi}}{d_{pi} C_{рж} \rho_{ж}} \left( T_r \frac{1 + \frac{k-1}{2} M_{отнi}^2}{1 + \frac{k-1}{2} M^2} - T_{pi} \right),$$

где  $C_{рж}$  — удельная теплоемкость жидкости.

С учетом высоких значений  $T_r$  и значительных скоростей нагрева капли принято допущение, что интенсивное испарение жидкости начинается только после достижения каплей равновесной температуры испарения, близкой к значению  $T_{исп}$ . При этом возможные режимы объемного парообразования, приводящие к интенсивной потере массы каплей, не рассматриваются. Тогда изменение массы  $m_{pi}$  можно определить по уравнению

$$\frac{dm_{pi}}{dt} = - \frac{\pi d_{pi}^2 \alpha_{pi}}{Q_{исп}} \left( T_r \frac{1 + \frac{k-1}{2} M_{отнi}^2}{1 + \frac{k-1}{2} M^2} - T_{исп} \right),$$

где  $Q_{исп}$  — удельная теплота испарения жидкости.

При моделировании применена структурированная ортогональная равномерная сетка с общим количеством элементарных объемов около 1 млн. Для решения представленной си-

стемы уравнений использован программный комплекс HyperFLOW 2D/3D разработки МГТУ им. Н.Э. Баумана.

Предложенная математическая модель позволяет рассчитывать течение в проточном тракте, а также оценивать параметры капель при их впрыске с последующим дроблением и испарением в потоке газа.

### Граничные условия при моделировании.

В качестве граничных условий использовали полное давление  $p_0$  и температуру  $T_0$  газа на входе в канал. В выходном сечении расчетной области задавали условия безградиентного течения вдоль оси  $x$ . На стенках канала, а также на поверхности пилона выполнялись условия непроницаемости и «прилипания» газового потока ( $u = v = 0$ ). Стенки и пилон считались адиабатическими.

При формировании граничных условий для основных капель принято, что их начальная скорость  $u_p$  приближенно равна скорости жидкости в выходном сечении сопла форсунки [9] и имеет вид

$$u_p = \frac{4m_{\text{ж}}}{\pi\mu_{\text{ф}}\rho_{\text{ж}}d_{\text{ф}}^2},$$

где  $m_{\text{ж}}$  — массовый расход жидкости;  $\mu_{\text{ф}}$  — коэффициент расхода форсунки;  $d_{\text{ф}}$  — диаметр сопла форсунки.

Согласно классической математической модели А. Лефевра (1986), средний объемно-поверхностный диаметр  $d_p$  капель, образующихся в результате распыла жидкости из струйной форсунки, можно оценить по зависимости

$$d_p = \frac{31500\mu_{\text{ж}}^{0,2}}{\rho_{\text{ж}}^{0,2}u_p},$$

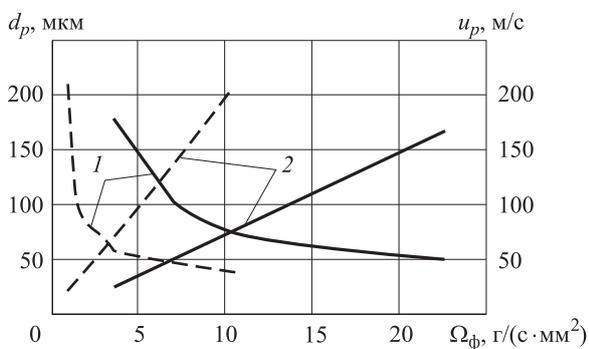


Рис. 3. Зависимость начальных параметров капель  $d_p$  (1) и  $u_p$  (2) от расходонапряженности  $\Omega_{\text{ф}}$  при распыле через струйную (—) и центробежную (---) форсунки

где  $\mu_{\text{ж}}$  — коэффициент динамической вязкости подаваемой жидкости.

Для центробежной форсунки Лефевр предложил использовать выражение

$$d_p = 4,4\sigma^{0,6}\mu_{\text{ж}}^{0,16} \frac{m_{\text{ж}}^{0,22}}{\Delta p_{\text{ф}}^{0,22}\rho_{\text{ж}}^{0,16}},$$

где  $\sigma$  — коэффициент поверхностного натяжения подаваемой жидкости;  $\Delta p_{\text{ф}}$  — перепад давления в форсунке.

Принято, что для струйных форсунок угол раскрытия факела распыла (в неподвижной среде)  $\alpha = 15^\circ$ . Для варианта 1 ось факела распыла параллельна оси  $x$ , а для варианта 2 — оси  $y$ . Факел распыла центробежной форсунки (в неподвижной среде) ограничен внешней и внутренней коническими поверхностями с углами раскрытия  $\alpha = 70^\circ$  и  $\beta = 65^\circ$  соответственно.

Для обобщения результатов моделирования в качестве основного параметра примем расходонапряженность в сопле форсунки  $\Omega_{\text{ф}} = 4m_{\text{ж}}/(\pi d_{\text{ф}}^2)$ . Для струйных форсунок  $\Omega_{\text{ф}} = 3 \dots 25$  г/(с·мм<sup>2</sup>), а для центробежных  $\Omega_{\text{ф}} = 1 \dots 12$  г/(с·мм<sup>2</sup>). Выполненные оценки показали (рис. 3), что при рассматриваемых значениях расходонапряженности средние начальные диаметры капель в факелах распыла для струйных форсунок  $d_p = 50 \dots 180$  мкм, а для центробежных  $d_p = 40 \dots 210$  мкм. Данные получены для жидкости, свойства которой близки к углеводородным горючим типа керосина [10]. При этом модули скорости на выходе из форсунок  $u_p = 24 \dots 170$  м/с.

**Результаты моделирования течения газа в канале.** Первым этапом расчета является моделирование течения газа в исследуемом газодинамическом тракте. Вычисления проведены для потока высокотемпературного газа со следующими параметрами:  $p_0 = 0,4$  МПа и  $T_0 = 1500$  К. Рассмотрен газ с теплофизическими свойствами, соответствующими воздуху. Расчет теплофизических свойств проведен с помощью программного комплекса TERRA [11].

На рис. 4 показано расчетное поле продольной скорости газа в канале. В потоке реализуется скорость течения от  $-50$  до  $250 \dots 300$  м/с. Отрицательные значения соответствуют зоне обратных токов за пилоном. Среднее число Маха в канале  $M \approx 0,3$ .

В ядре канала температура и давление изменяются в пределах 10 % от их средних значений. Исключением являются зона обратных токов,

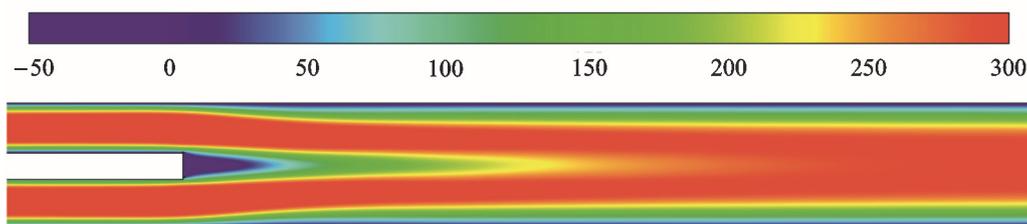


Рис. 4. Распределение продольной скорости газа, м/с, в канале

протяженность которой составляет  $(6...7)h$ , и пограничные слои, возникающие вдоль стенок канала и пилона.

С учетом того, что интенсивность газодинамического дробления и испарения основных капель жидкости и параметры вторичных капель в определяющей степени зависят от параметров газового потока, полученные данные являются основными для дальнейшего исследования двухфазного смесеобразования в канале постоянного сечения.

**Спутная подача жидкости через струйную форсунку.** Проведенное моделирование показало, что при подаче жидкости через струйную форсунку спутно с основным потоком (вариант 1) для основных капель достигаются числа Вебера, превышающие критические значения. Это указывает на возможность их дробления в потоке газа. В частности, на рис. 5 показаны траектории капель и распределение чисел Вебера для различных расходонапряженностей жидкости в сопле форсунки. Характерной особенностью двухфазного течения является то, что дробление капель осуществляется как в зоне 1, расположенной сразу за пилоном, так и

в зоне 2 на внешней границе факела распыла. В этих зонах относительная скорость капель достаточно высока, что объясняется следующими причинами. В зоне 1 капли, имеющие большую начальную скорость, попадают в область обратных токов, а в зоне 2 на капли начинает воздействовать основной поток газа.

Результаты расчета показали, что в рассматриваемых условиях протяженность зоны 1 составляет  $(1...1,5)h$  ( $h$  — высота пилона). Следует отметить, что с увеличением  $\Omega_\phi$  интенсивность дробления капель в зоне 1 повышается, что является следствием более существенного влияния роста скорости капель на числа Вебера, чем уменьшение их диаметра.

Зона 2 расположена на расстоянии  $(1,5...3)h$  от торцевой поверхности пилона. Ее протяженность может составлять  $(4...12)h$ . При этом интенсивность и протяженность зоны 2 уменьшаются с ростом  $\Omega_\phi$ , что объясняется значительным снижением диаметра основных и вторичных капель.

Следует отметить, что в соответствии с результатами исследования дробление основных капель обусловлено срывом пограничного слоя. Механизм разрушения капель, связанный с

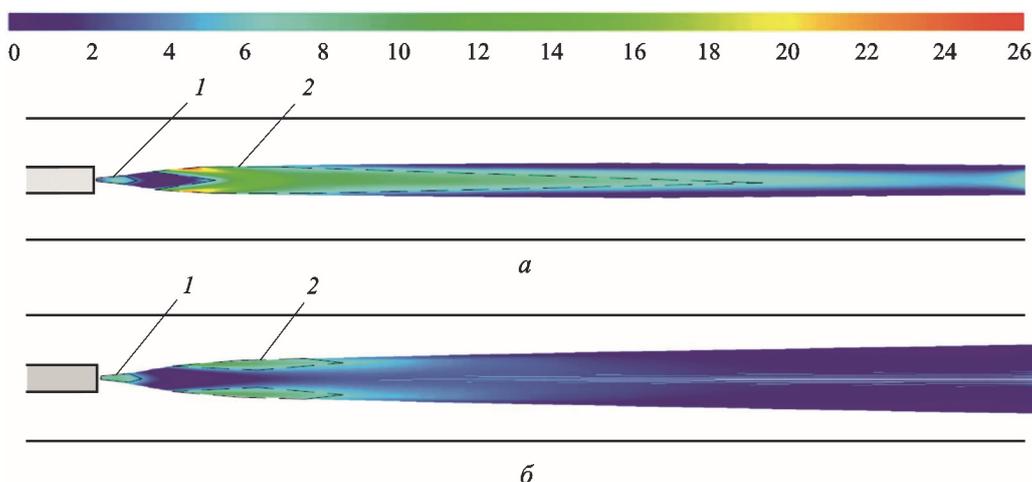


Рис. 5. Распределение чисел Вебера вдоль траектории капель при спутной подаче жидкости через струйную форсунку:  
 а —  $\Omega_\phi = 5 \text{ г/(с·мм}^2\text{)}$ ; б —  $\Omega_\phi = 20 \text{ г/(с·мм}^2\text{)}$ ; 1 — зона 1; 2 — зона 2

формированием волновых возмущений на боковой поверхности капли (неустойчивость Кельвина — Гельмгольца) и последующим отрывом ультрамелких вторичных частиц, в рассмотренных условиях не реализуется вследствие сравнительно невысоких скоростей газового потока.

Прогрев капель до температуры  $T_{исп}$  при  $\Omega_{\phi} = 5 \text{ г/(с·мм}^2\text{)}$  происходит на расстоянии  $(4...6)h$  от торцевой части пилона. При увеличении расходонапряженности расстояние от торцевой части пилона до начала зоны испарения уменьшается, чему способствует повышение удельных тепловых потоков на единицу массы капли.

Расчеты показали, что движение капель в высокотемпературном потоке приводит к испарению до 95 % жидкости в пределах расчетной области (рис. 6). На рисунке представлено распределение массы капель, отнесенных к их средней начальной массе. Следует отметить, что с увеличением  $\Omega_{\phi}$  в факеле распыла образуются более мелкие капли и интенсивность испарения жидкости возрастает.

**Поперечная подача жидкости через струйную форсунку.** При подаче жидкости через струйную форсунку перпендикулярно потоку газа наблюдаются следующие закономерности двухфазного смесеобразования. Наиболее интенсивное дробление реализуется в области «корневой» части факела распыла, где числа Вебера могут достигать значений  $We = 30...90$ . При этом с увеличением расхода жидкости интенсивность дробления снижается, что объясняется значительным уменьшением диаметра

основных капель. Для рассмотренных режимов распыла жидкости проникновение капель в глубь потока составляет  $(0,15...0,25)H$ , что практически исключает возможность «осаждения» капель на стенки канала.

При впрыске жидкости перпендикулярно сносному потоку газа (рис. 7) наблюдается более интенсивное испарение капель, чем при спутной подаче. Капли полностью испаряются на расстоянии  $(0,5...1,7)H$  от места подачи жидкости. При этом с увеличением  $\Omega_{\phi}$  протяженность зоны испарения жидкости сокращается, что объясняется уменьшением дисперсности основных капель и повышением их начальной скорости.

**Подача жидкости через центробежную форсунку с торцевой поверхности пилона.** Проанализируем особенности дробления и испарения капель при подаче жидкости через центробежную форсунку. Расчеты показали, что область максимальных значений  $We = 50...55$  расположена вне зоны обратных токов (рис. 8) и имеет относительно небольшую протяженность (менее  $0,5H$ ), т. е. зона газодинамического дробления капель локализована достаточно близко от форсунки.

Из полученных результатов следует, что длина зоны полного испарения капель составляет  $(1,5...2,2)H$  (рис. 9). При этом диаметр вторичных капель значительно меньше диаметра основных капель. Следует отметить, что для данного варианта подачи жидкости траектории основных капель расположены в зоне повышенных скоростей газа относительно траекторий вторичных капель. Это обуслови-

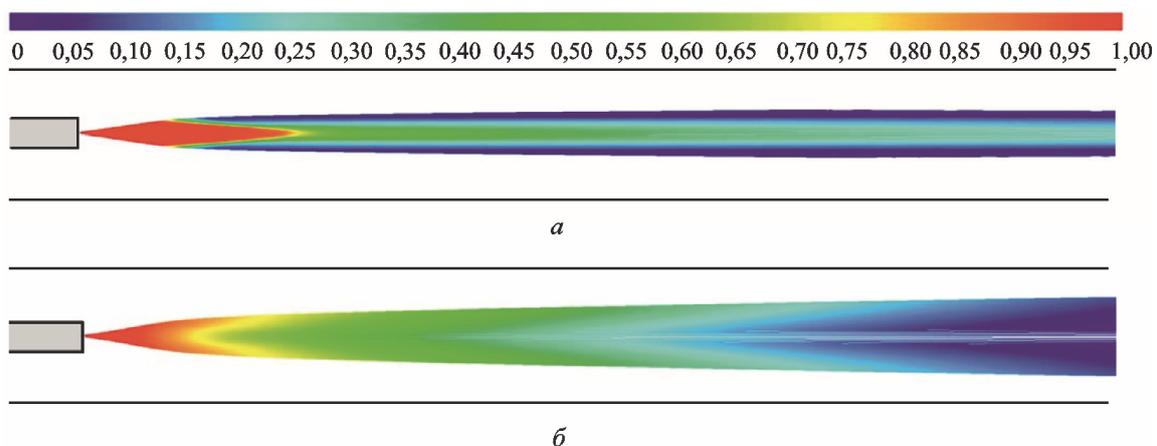


Рис. 6. Распределение относительной массы капель вдоль их траектории при спутной подаче жидкости через струйную форсунку:

$a$  —  $\Omega_{\phi} = 5 \text{ г/(с·мм}^2\text{)}$ ;  $b$  —  $\Omega_{\phi} = 20 \text{ г/(с·мм}^2\text{)}$

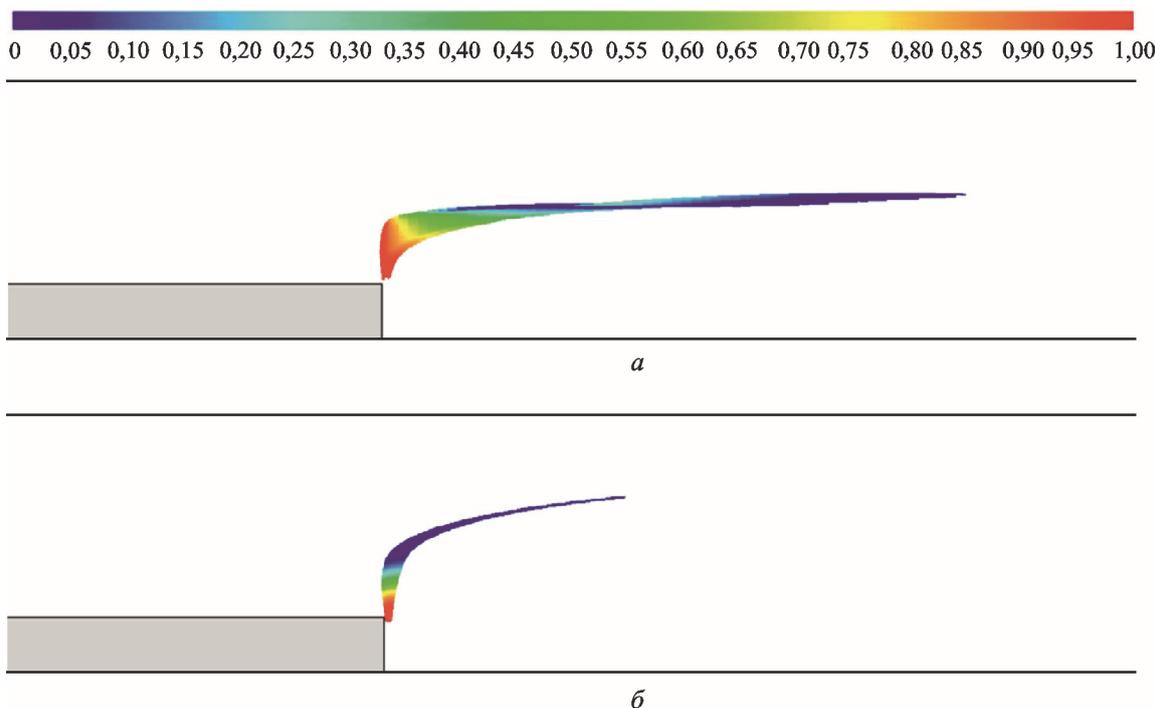


Рис. 7. Распределение относительной массы капель вдоль их траектории при поперечной подаче жидкости через струйную форсунку:  
 а —  $\Omega_{\phi} = 5 \text{ г}/(\text{с}\cdot\text{мм}^2)$ ; б —  $\Omega_{\phi} = 20 \text{ г}/(\text{с}\cdot\text{мм}^2)$

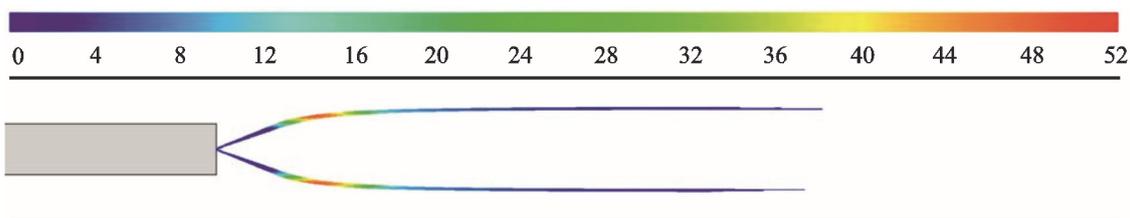


Рис. 8. Распределение чисел Вебера вдоль траекторий первичных капель при подаче жидкости через центробежную форсунку

вает более интенсивный теплообмен между основными каплями и газовым потоком.

**Анализ эффективности испарения капель в канале.** Примем в качестве основного показателя эффективности распыла жидкости протяженность зоны испарения капель  $L_{и}$  (рис. 10). На основе выполненных расчетов установлено, что использование струйных форсунок, направленных спутно основному потоку газа, не позволяет достичь высокой эффективности распыла жидкости в канале рассматриваемой конфигурации. Причем часть жидкости может даже выноситься за пределы расчетной области, а общая длина зоны испарения капель превышает  $L$ . С учетом этого на рис. 10 представлены данные, соответствующие испарению 80 % массового расхода жидкости. Отметим, что при

низких значениях  $\Omega_{\phi}$  диаметр основных капель достаточно велик, что способствует их интенсивному газодинамическому дроблению. Увеличение  $\Omega_{\phi}$  приводит к уменьшению диаметра основных капель и интенсивности дробления. С учетом этого при расходонапряженности  $\Omega_{\phi} = 8 \dots 10 \text{ г}/(\text{с}\cdot\text{мм}^2)$  протяженность зоны испарения капель  $L_{и}$  достигает максимума. С последующим увеличением  $\Omega_{\phi}$  в факеле распыла форсунки образуются мелкодисперсные капли (диаметром не более 60 мкм), которые практически не подвержены газодинамическому дроблению. Однако мелкодисперсные капли достаточно быстро испаряются, что приводит к снижению  $L_{и}$ .

Более интенсивное дробление и испарение капель может быть достигнуто при использовании центробежных форсунок, что обусловле-

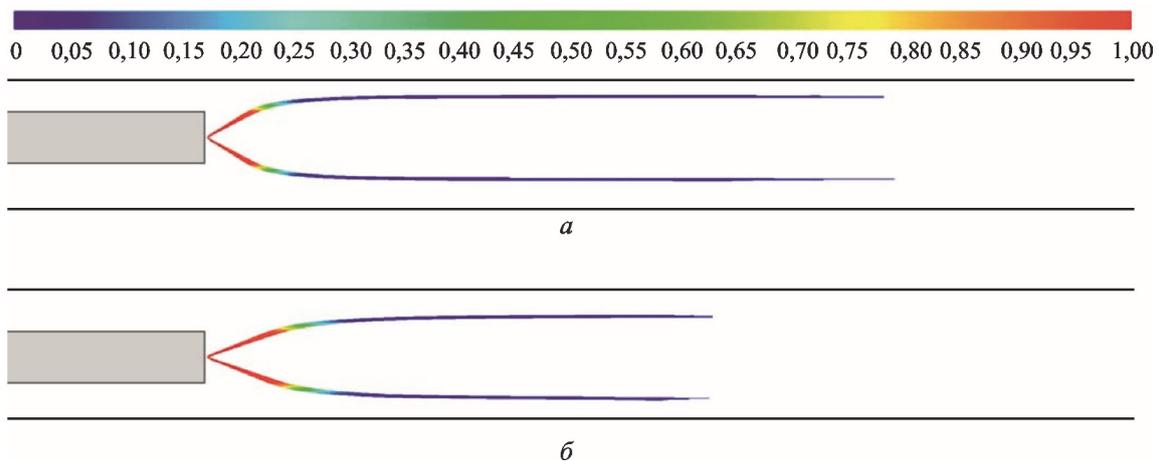


Рис. 9. Распределение относительной массы капель вдоль их траектории при подаче жидкости через центробежную форсунку:

$$a - \Omega_{\phi} = 5 \text{ г/(с}\cdot\text{мм}^2); b - \Omega_{\phi} = 20 \text{ г/(с}\cdot\text{мм}^2)$$

но попаданием жидкости в область повышенных скоростей газа, где реализуется интенсивное дробление и испарение капель. При этом длина зоны испарения 80 % массы капель составляет  $(0,1 \dots 0,2)L$ .

Самой эффективной является подача жидкости перпендикулярно газовому потоку. В этом случае реализуется наиболее интенсивное газодинамическое дробление капель, сокращается до  $(0,05 \dots 0,15)L$  протяженность зоны испарения и увеличивается «глубина» проникновения капель жидкости в газовый поток, вследствие чего может быть получено более равномерное смешение.

Результаты проведенных расчетов показали, что в рассматриваемых условиях для подачи жидкости в высокоскоростной поток газа целесообразно использовать струйные форсунки, направленные перпендикулярно к оси канала.

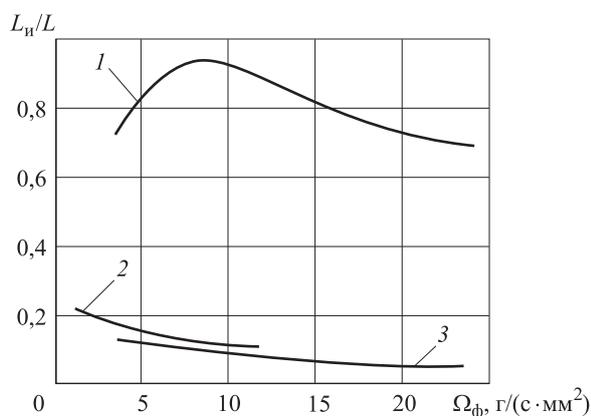


Рис. 10. Зависимость относительной длины зоны испарения  $L_n/L$  от расходонапряженности  $\Omega_{\phi}$  при различных вариантах подачи жидкости: 1 — вариант 1; 2 — вариант 3; 3 — вариант 2

## Выводы

1. Рассмотрены три варианта распыла жидкости в канале постоянного сечения: через струйную форсунку, направленную по потоку, через струйную форсунку, направленную поперек потока, и через центробежную форсунку.

2. В случае спутной подачи жидкости через струйную форсунку протяженность зоны полного испарения капель превышает 1 м, что указывает на низкую эффективность смесеобразования. При этом капли сконцентрированы в узкой области, поперечные размеры которой сопоставимы с шириной пилона. Установлено, что протяженность зоны испарения капель для такой конфигурации форсунок достигает максимального значения при расходонапряженности  $\Omega_{\phi} = 8 \dots 10 \text{ г/(с}\cdot\text{мм}^2)$ .

3. При использовании центробежных форсунок со спутной подачей жидкости протяженность зоны полного испарения капель составляет  $(0,1 \dots 0,2)L$ .

4. Наиболее эффективной среди трех рассмотренных вариантов является подача жидкости перпендикулярно газовому потоку. В этом случае реализуется интенсивное газодинамическое дробление капель и протяженность зоны испарения сокращается до  $(0,05 \dots 0,15)L$ .

Полученные данные могут быть использованы при выборе конфигурации системы подачи горячего или другой жидкости в генераторах высокоэнтальпийных потоков, энергетических и силовых установках, а также в технологическом и стендовом оборудовании.

## Литература

- [1] Воронецкий А.В. Метод сравнительной оценки эффективности горения мелкодисперсного конденсированного горючего в камерах РПД произвольной геометрии. *Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана*, 2016, № 01, с. 10–37. URL: <http://technomag.bmstu.ru/doc/830993.html>. doi: 10.7463/0116.0830993 (дата обращения 1 марта 2016).
- [2] Фрик П.Г. *Турбулентность: подходы и модели*. Москва, РХД, 2010. 107 с.
- [3] Ortiz C., Joseph D.D., Beavers G.S. Acceleration of a liquid drop suddenly exposed to a high-speed airstream. *International Journal of Multiphase Flow*, 2004, vol. 30, pp. 217–224.
- [4] Арефьев К.Ю., Воронецкий А.В. Моделирование процесса дробления и испарения капель нереагирующей жидкости в высокоэнтальпийных газодинамических потоках. *Теплофизика и аэромеханика*, 2015, № 5, с. 609–620.
- [5] Бойко В.М., Поплавский С.В. Экспериментальное исследование двух типов срывного разрушения капли в потоке за ударной волной. *Физика горения и взрыва*, 2012, № 4, с. 76–82.
- [6] Гельфанд Б.Е., Вьель Б., Гекальп И., Шаво К. Безударное дробление капель. Временные характеристики. *Прикладная механика и техническая физика*, 2001, т. 42, № 1, с. 72–76.
- [7] Воронецкий А.В., Полянский А.Р., Арефьев К.Ю. Моделирование нестационарных тепловых процессов в конденсированных частицах, движущихся в сверхзвуковом потоке. *Ракетно-космические двигательные установки. Матер. Всерос. науч.-техн. конф.* Москва, Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2008, с. 63.
- [8] Miliauskas G., Sabanas V. Interaction of transfer processes during unsteady evaporation of water droplets. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2006, vol. 49, pp. 1790–1803.
- [9] Блинов Е.А. *Топливо и теория горения*. Санкт-Петербург, Изд-во СЗТУ, 2007. 119 с.
- [10] Бакулин В.Н., Дубовкин Н.Ф., Котова В.Н., Сорокин В.А., Францкевич В.П., Яновский Л.С. *Энергоемкие горючие для авиационных и ракетных двигателей*. Москва, Физматлит, 2009. 400 с.
- [11] Трусов Б.Г. Программная система TERRA для моделирования фазовых и химических равновесий при высоких температурах. *Горение и плазмохимия. Матер. III Международн. симп.* Алматы, Изд-во Казахского национального ун-та, 2005 с. 52–58.

## References

- [1] Voronetski A.V. Metod sravnitel'noi otsenki effektivnosti goreniiia melkodispersnogo kondensirovannogo goruchego v kamerakh RPD proizvol'noi geometrii [Method of comparative analysis of highly dispersed condensed fuel combustion efficiency in arbitrary geometry solid propellant ramjet burners]. *Nauka i obrazovanie. MGTU im. N.E. Bauman* [Science and Education. Bauman MSTU]. 2016, no. 01, pp. 10–37. URL: <http://technomag.bmstu.ru/doc/830993.html>. doi: 10.7463/0116.0830993 (accessed 1 March 2016).
- [2] Frik P.G. *Turbulentnost': podkhody i modeli* [Turbulence: approaches and models]. Moscow, RKhD publ., 2010. 107 p.
- [3] Ortiz C., Joseph D.D., Beavers G.S. Acceleration of a liquid drop suddenly exposed to a high-speed airstream. *International Journal of Multiphase Flow*, 2004, vol. 30, pp. 217–224.
- [4] Aref'ev K.Iu., Voronetski A.V. Modelirovanie protsessa drobleniia i ispareniia kapel' neregiruiushchei zhidkosti v vysokoental'piinykh gazodinamicheskikh potokakh [Modelling of the process of fragmentation and vaporization of non-reacting liquid droplets in high-enthalpy gas flows]. *Teplofizika i aeromekhanika* [Thermophysics and Aeromechanics]. 2015, no. 5, pp. 609–620.
- [5] Boiko V.M., Poplavski S.V. Experimental study of two types of stripping breakup of the drop in the flow behind the shock wave. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2012, vol. 48, no. 4, pp. 440–445.
- [6] Gel'fand B.E., Vieilli B., Gekalp I., Chauveau C. Shock-Free Breakup of Droplets. Temporal Characteristics. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2001, vol. 42, no. 1, pp. 63–66.
- [7] Voronetski A.V., Polianski A.R., Aref'ev K.Iu. Modelirovanie nestatsionarnykh teplovykh protsessov v kondensirovannykh chastitsakh, dvizhushchikhsia v sverkhzvukovom potoke [Simulation of non-stationary thermal processes in condensed particles moving in a supersonic flow]. *Raketno-kosmicheskie dvigatel'nye ustanovki: Materialy Vserossiiskoi nauchno-*

- tekhnikeskoj konferentsii* [Rocket and space propulsion systems: Proceedings of All-Russian scientific and technical conference]. Moscow, Bauman Press, 2008, p. 63.
- [8] Miliuskas G., Sabanas V. Interaction of transfer processes during unsteady evaporation of water droplets. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2006, vol. 49, pp. 1790–1803.
- [9] Blinov E.A. *Toplivo i teoriia gorenii* [Fuel and combustion theory]. St. Petersburg, NOTU publ., 2007. 119 p.
- [10] Bakulin V.N., Dubovkin N.F., Kotova V.N., Sorokin V.A., Frantskevich V.P., Ianovskii L.S. *Energoemkie goriuchie dlia aviatsionnykh i raketnykh dvigatelei* [Energy-intensive fuels for aircraft and rocket engines]. Moscow, Fizmatlit publ., 2009. 400 p.
- [11] 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]. 2005, pp. 52–58.

Статья поступила в редакцию 25.03.2016

## 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@rambler.ru).

**ВОРОНЕЦКИЙ Андрей Владимирович** (Москва) — доктор технических наук, профессор кафедры «Ракетные двигатели». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: voron@bmstu.ru).

**ПРОХОРОВ Александр Николаевич** (Москва) — заместитель генерального директора по аэрокосмическим двигателям. ФГУП ЦИАМ им. П.И. Баранова (111116, Москва, Российская Федерация, Авиамоторная ул., д. 2, e-mail: prokhorov@ciam.ru).

**СУЧКОВ Сергей Алимович** (Москва) — научный сотрудник НИИЭМ. МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: sergeas67@gmail.com).

**ФИЛИМОНОВ Лев Александрович** (Москва) — научный сотрудник НИИЭМ. МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: lfilimonov@mail.ru).

## Information about the authors

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

**VORONETSKIY Andrey Vladimirovich** (Moscow) — Doctor of Science (Eng.), Professor, Rocket Engines Department. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2<sup>nd</sup> Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: voron@bmstu.ru).

**PROKHOROV Aleksandr Nikolaevich** (Moscow) — Deputy General Director for Aerospace Engines. Federal State Unitary Enterprise Baranov Central Institute of Aviation Motors CIAM (111116, Moscow, Russian Federation, Aviamotornaya St., Bldg. 2, e-mail: prokhorov@ciam.ru).

**SUCHKOV Sergey Alimovich** (Moscow) — Research Scientist, Scientific and Research Institute of Power Engineering. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2<sup>nd</sup> Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: sergeas67@gmail.com).

**FILIMONOV Lev Aleksandrovich** (Moscow) — Research Scientist, Scientific and Research Institute of Power Engineering. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2<sup>nd</sup> Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: lfilimonov@mail.ru).