DOI: 10.15593/2224-9982/2016.44.03

УДК 621.454.2

И.Н. Боровик, Е.А. Строкач

Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Россия

ВЛИЯНИЕ ДИСПЕРСНОСТИ РАСПЫЛА КАПЕЛЬ ФОРСУНКАМИ НА ПОЛНОТУ СГОРАНИЯ ТОПЛИВА В ЖИДКОСТНОМ РАКЕТНОМ ДВИГАТЕЛЕ

Проведено численное исследование влияния распределения диаметра капель, истекающих из двухкомпонентной газожидкостной форсунки, на полноту сгорания топлива в жидкостном ракетном двигателе. В качестве компонентов топлива были выбраны керосин и газообразный кислород. Моделирование было произведено для семи различных средних диаметров капель по Заутеру. Моделирование для каждого диаметра Заутера проводилось для трех различных по ширине распределений Росина–Раммлера – от близкого к монодисперсному (параметр ширины 18) до широкого (параметр ширины 1,8). Результаты моделирования показали, что вид распределения в значительной мере влияет на полноту сгорания. Распыливание форсункой топлива на мелкие капли не гарантирует получения максимально возможной полноты сгорания для данной схемы смесеобразования. Максимальная полнота сгорания требует наличия в спектре распыла капель как малого, так и большого диаметра. В статье проанализированы причины, приводящие к такому результату, и обосновано утверждение, что для каждой конкретной конструкции камеры сгорания и схемы смесеобразования существует распределение капель по диаметрам, обеспечивающее максимальную полноту сгорания, и задача конструктора – обеспечить требуемое распределение.

Ключевые слова: численное моделирование, дисперсность капель, жидкостный ракетный двигатель, полнота сгорания, средний диаметр капель по Заутеру, форсунка.

I.N. Borovik, E.A. Strokach

Moscow Aviation Institute (National Research University),
Moscow, Russian Federation

SPRAY DIAMETER DISTRIBUTION INFLUENCE ON LIQUID ROCKET COMBUSTION CHAMBER PERFORMANCE

This paper is aimed to numerically investigate the influence of droplets diameter distribution in spray provided by a twin fluid atomizer on LRE combustion chamber performance. The components chosen were kerosene and vaporized oxygen. Several mean Sauter diameters were analyzed during the calculations. For each mean Sauter diameter three Rosin-Rammler distributions were tested differing in spread – from the closest to monodisperse (spread factor 18) to wide (spread factor 1.8). The results show that the distribution type greatly influences the combustion chamber performance. Small drops formation in the spray does not guarantee the most effective performance for the chosen type of

spray formation system. Presence of large, well as small drops is needed for best performance. The causes of this phenomenon are discussed. The assumption that for each combustion chamber design and spray formation scheme there exists a diameter distribution providing maximal performance is grounded.

Keywords: numerical simulation, drops dispersion, liquid rocket engine, combustion chamber performance, mean Sauter diameter, atomizer.

Введение

Целью разработанных к настоящему времени эмпирических методик расчета процессов распыливания, дробления жидкой струи и пленки, слияния капель и т.п. [1–7] в основном является определение мелкости распыливания по критерию среднего диаметра капель как важнейшего параметра влияния на полноту сгорания топлива. При этом зависимость полноты сгорания от диаметра капель считается обратно пропорциональной: чем меньше диаметр, тем больше полнота. Известно также, что другой параметр распыливания топлива – его распределение в факеле по диаметрам – влияет на устойчивость рабочего процесса в камере сгорания (КС), а следовательно, и на эффективность двигателя [1]. О влиянии распределения на интегральные параметры камеры сгорания упоминалось и в работе [2].

Считается, что средний диаметр Заутера наилучшим образом подходит для оценки качества подготовки топлива к сгоранию [5]. Средний диаметр Заутера [8] равен отношению суммарного объема капель к суммарной площади поверхности:

$$d_{32} = \frac{\sum N_i d_i^3}{\sum N_i d_i^2} = \frac{6V_{\Sigma}}{S_{\Sigma}}.$$

В то же время наиболее распространенным в инженерной практике моделирования распыливания является использование распределения Росина–Раммлера [9], поэтому оно выбрано в качестве базового для изучения в данном исследовании.

На основе современных методов вычислительной гидрогазодинамики, реализованных в программном продукте ANSYS CFX, проводится исследование влияния среднего диаметра Заутера капель керосина и параметров выбранного распределения на полноту сгорания топлива керосин – кислород в камере сгорания жидкостного ракетного двигателя (ЖРД).

Постановка задачи. Объект исследования

Исследование проводилось на примере моделирования рабочих процессов в КС ЖРД малых тяг (МТ) МАИ-ДМТ-200, разработанного на кафедре 202 МАИ. Используемый экспериментальный двигатель представлен на рис. 1. Отличительными чертами смесительной головки является расположение шести газожидкостных центробежных форсунок по окружности и одной форсунки в центре. Также стоит отметить, что в данной работе не рассматривается влияние завесного охлаждения на происходящие процессы, что может кардинально изменить картину течения, состав смеси, поля параметров течения.

Рис. 1. Экспериментальный двигатель (разрез) [10]

Как подчеркнуто выше, в работе исследуется влияние не только среднего диаметра капель по Заутеру, но и параметров распределения Росина–Раммлера (формула):

$$R = \exp\left(-\left(\frac{d}{d_e}\right)^\gamma\right),$$

где R – доля капель в общей массе в кумулятивном распределении; d – диаметр капель; d_e – характеристический диаметр; γ – показатель степени, параметр распределения – мера ширины разброса диаметров капель (чем меньше этот параметр, тем распределение шире). Изменяя γ и d_e , можно влиять на вид всего распределения.

Один и тот же средний диаметр Заутера может быть получен с помощью различных по виду распределений. Наглядно пример такой

ситуации показан на рис. 2 и 3. Средний диаметр Заутера, равный 64 мкм, получен с помощью трех различных по виду распределений с параметрами: 45 и 1,8 (широкое), 61 и 3,8 (среднее), 66 и 18 (узкое).

Рис. 2. Зависимость доли капель в факеле распыла определенного диаметра для различных по ширине распределений, имеющих одинаковый диаметр Заутера, равный 64 мкм: широкое распределение (45; 1,8); — среднее распределение (61; 3,8); — узкое распределение (66; 18)

Рис. 3. Функция плотности вероятности распределения капель по диаметру, имеющего одинаковый диаметр Заутера, равный 64 мкм: — распределение $R(45; 1,8)$; — распределение $R(61; 3,8)$; — распределение $R(66; 18)$

Ранее в работе [11] было показано, что при увеличении среднего диаметра капель по Заутеру, путем увеличения характеристического диаметра и сохранения постоянной ширины распределения, эффективность рабочего процесса в камере сгорания ЖРДМТ незначительно увеличивается, а потом падает. Влияние ширины распределения исследовано не было.

В данной работе производится расчет полноты сгорания топлива с помощью программного комплекса ANSYS CFX с семью различными средними диаметрами Заутера и распределениями Росина–Раммлера, соответствующими каждому из диаметров. В таблице представлены исследуемые параметры.

Параметры распределения капель по диаметру,
исследуемому в численном эксперименте

Средний диаметр Заутера, мкм	Характеристический диаметр	Показатель степени
17	12	1,8
	16	3,8
	17	18
36	25	1,8
	35	3,8
	37	18
59	41	1,8
	56	3,8
	60	18
64	45	1,8
	61	3,8
	66	18
78	55	1,8
	75	3,8
	80	18
90	63	1,8
	86	3,8
	92	18
105	73	1,8
	100	3,8
	107	18

Математическая модель

Течение несущей среды. Для моделирования течения газовой фазы применялись общеизвестные осредненные по Рейнольдсу уравнения Навье–Стокса¹ [12]. Турбулентность потока учитывалась с помощью использования k - ω SST-модели турбулентности [13].

Моделирование движения жидкой фазы. Движение капель керосина в газообразной среде моделируется с помощью подхода Лагранжа (газ + дискретные частицы). Модель учитывает двустороннее взаимодействие жидкой и газообразной фаз, перенос импульса, энергии и массы. Подробнее о методе можно узнать в работе [12].

Баланс сил, определяющий движение частицы, записывается как

$$\frac{du_p}{dt} = F_d (u_g - u_p) + \frac{\bar{g}(\rho_p - \rho_g)}{\rho_p} + \bar{F},$$

где F_d – сила лобового сопротивления; u_g – скорость несущего потока вблизи капли; u_p – скорость капли; ρ_p – плотность вещества капли [12]; ρ_g – плотность окружающей среды.

Моделирование теплообмена и испарения. Перенос тепла моделировался с помощью подхода Ранца–Маршалла [14]:

$$\text{Nu}_p = 2 + 0,6 \cdot \text{Re}_p^{1/2} \text{Pr}^{1/3}.$$

Перенос массы определялся в соответствии с моделью испарения жидкой фазы (Liquid evaporation model). Модель различает два режима переноса массы – в зависимости от того, находится давление насыщенных паров капли выше точки кипения или ниже. Точка кипения определяется уравнением Антуана, описывающим связь между давлением насыщенных паров и температурой для чистых компонентов, которое записывается как

$$p_{\text{vap}} = p_{\text{scale}} \exp \left(A - \frac{B}{T_p + C} \right),$$

¹ ANSYS (2015). CFX 16.1 Theory Guide. Ansys Inc., Canonsburg, PA.

где p_{scale} – коэффициент размерности; A , B и C – коэффициенты, задаваемые пользователем; T_p – температура капли. Таким образом, капля начинает кипеть, если давление паров выше давления окружающей среды. Перенос массы определяется как

$$\frac{dm_p}{dt} = -\frac{Q_C + Q_R}{V},$$

где V – скрытая теплота парообразования вещества капель; Q_C , Q_R – конвективный и радиационный тепловые потоки соответственно.

Если давление насыщенных паров меньше точки кипения, массоперенос будет определяться как

$$\frac{dm_p}{dt} = \pi d_p \rho \text{Sh} D \frac{W_C}{W_G} \ln \left(\frac{1 - X_S^V}{1 - X_{vap}^V} \right),$$

где Sh – число Шервуда; ρD – динамическая диффузивность компонента среды; W_C и W_G – молекулярные массы пара и смеси в среде; X_S^V – мольная доля равновесного пара испаряющегося компонента на поверхности капли; X_{vap}^V – мольная доля испаряющегося компонента в газовой фазе.

Модель горения. Для расчета процесса горения использовалась модель Flamelet (тонкого фронта пламени) [15]. Она основана на допущении о том, что процесс происходит в тонких слоях с внутренней структурой. Само пламя является объединенной структурой одномерных вытянутых ламинарных пламен – флеймлетов. Химические реакции в пределах флеймлета можно рассматривать как локальное одномерное явление, которое зависит только от параметра смешения²:

$$Z = \frac{\dot{m}_f}{\dot{m}_f + \dot{m}_o},$$

где $Z = 1$ в чистом потоке горючего и $Z = 0$ в чистом потоке окислителя.

² ANSYS 16.1 Help (2015). Path: // Theory Guide // 7. Combustion Theory // 7.8. The Flamelet Model.

Вводя данное допущение, все уравнения переноса можно свести к единственному уравнению относительно величины Z .

Уравнение сохранения для параметра смешения:

$$\frac{\partial(\rho Z)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho Z)}{\partial x_j} = \frac{\partial y}{\partial x_j} \left(\rho D \frac{\partial Z}{\partial x_j} \right).$$

В турбулентном течении все скалярные величины претерпевают определенные флуктуации. Влияние турбулентности на флеймлеты учитывается путем введения мгновенной скорости скалярной диссипации как меры скорости перемешивания, которая определяется как

$$\chi = 2D(\text{grad}Z)^2,$$

где D – коэффициент диффузии компонента. Величина χ может быть интерпретирована как характерная скорость диффузии. Если $\chi \rightarrow 0$, то система стремится к химическому равновесию. С увеличением χ степень неравновесности возрастает.

В турбулентном течении параметры Z и χ распределены статистически. Для их описания используются функции плотности вероятности: β -функция или двойная δ -функция Дирака.

Уравнение переноса для компонентов:

$$\rho \frac{\partial Y_i}{\partial \tau} = \frac{1}{2} \rho \chi \frac{\partial^2 Y_i}{\partial Z^2} + S_i.$$

В данной модели используется следующая схема расчета [16]:

1. Из термодинамики определяются параметры химического равновесия, т.е. зависимость концентрации каждого компонента от параметра смешения Z .
2. Используется наперед заданная функция плотности вероятности Z и χ .
3. В совокупности получается осредненное значение массовых долей компонентов

$$\tilde{Y}_i = \tilde{Y}_i(\tilde{Z}, \tilde{Z}''^2, \tilde{\chi}_{st}).$$

Нужно отметить, что в данном случае углеводород $C_{10}H_{22}$ представляет в расчете керосин. Ниже представлены свойства $C_{10}H_{22}$.

Основные свойства $C_{10}H_{22}$ (ж):

Плотность	726,53 кг/м ³
Молярная масса	0,142 29 кг/моль
Динамическая вязкость	0,000 848 12 кг/м·с
Теплопроводность	0,129 48 Вт/(м·К)

Расчетная сетка. Расчетная область представляла собой внутреннюю (газодинамическую) часть рассматриваемого двигателя разворотом 60° , в которой была построена сетка (рис. 4), на основе предварительного анализа сходимости составившая 105 000 гексаэдральных элементов. Выбор сектора разворотом в 60° обусловлен конфигурацией расположения форсунок ввода топлива: одна в центре смесительной головки и шесть равномерно распределены по окружности.

Рис. 4. Расчетная сетка

Граничные и начальные условия. Ниже представлены номинальные входные параметры (при коэффициенте избытка окислителя $\alpha = 1$).

Входные параметры, кг/с:

Вход керосина (центр)	0,000 351
Вход керосина (периферия)	0,002 118
Вход кислорода (периферия)	0,0076
Вход кислорода (центр)	0,001 267

Для достижения устойчивости расчета задание начальных условий проводилось исходя из результатов предварительного термодинамического идеального расчета по значениям давления, массовых долей, температуры. Такая методика давно зарекомендовала себя в задачах математического моделирования рабочих процессов в камере сгорания ЖРДМТ.

Оценка полноты сгорания проводилась по величине отношения интегрального параметра – расходного комплекса β , получаемого в результате трехмерного расчета, к идеальному расходному комплексу $\beta_{ид}$, полученному из термодинамического расчета равновесного состава продуктов сгорания.

Расходный комплекс задается формулой

$$\beta = \frac{\sqrt{RT}}{A(n)},$$

где R – газовая постоянная; T – температура смеси; $A(n) =$

$$= \sqrt{n} \left(\frac{2}{n+1} \right)^{\frac{n+1}{2(n-1)}} [17].$$

Полнота сгорания определялась по формуле

$$\varphi_{\beta} = \frac{\beta}{\beta_{ид}}.$$

Результаты

Влияние распределения на полноту сгорания изображено на рис. 5 и 6. График показывает, что уменьшение ширины распределения незначительно повышает полноту сгорания. Более монодисперсный поток капель дает бóльшую полноту сгорания, чем полидисперсное распределение. Но для капель со средним диаметром более 78 мкм тенденция становится противоположной.

Результаты расчета показывают, что уменьшение среднего диаметра капель по Заутеру с 64 до 17 мкм приводит к уменьшению полноты сгорания топлива. Увеличение среднего диаметра капель по Заутеру с 64 до 107 мкм снижает полноту сгорания.

Графики на рис. 5 показывают, что наличие в спектре распыла капель различного диаметра (широкое распределение) дает более высокую и стабильную полноту сгорания при различных средних диаметрах по Заутеру. Это означает, что изменение параметров течения топлива в форсунке (даже в широком диапазоне) не повлияет существенно на полноту сгорания.

Это косвенно подтверждается устойчивой работой камер сгорания ЖРД с двухступенчатыми форсунками, обеспечивающими мини-

мальное изменение угла факела распыла и толщины пленки конуса распыла при значительном изменении расхода компонента [1].

Рис. 5. Зависимость полноты сгорания от параметра ширины распределения капель по диаметру для различных средних диаметров капель по Заутеру (мкм): — 105; — 59; — 17; — 90; — 78; — 64; — 36

Монодисперсное (узкое) распределение капель по диаметру является самым нежелательным для камер сгорания ЖРДМТ (для данных размеров и режимных параметров), так как приводит к резкому уменьшению полноты сгорания при увеличении диаметра Заутера. Монодисперсное распределение капель сужает зону испарения и горения капель топлива, полидисперсное распределение – расширяет. Увеличение зоны испарения и горения капель повышает устойчивость рабочего процесса в камере и, следовательно, снижает потери от пульсаций расхода и давления, приводящих к колебаниям соотношения компонентов в камере сгорания.

Основным механизмом увеличения полноты сгорания при увеличении среднего диаметра капель по Заутеру является действие относительно крупных капель, появившихся в спектре распыла. Крупные капли, имея большую инерцию по сравнению с мелкими каплями

Рис. 6. Зависимость полноты сгорания от диаметра по Заутеру и параметра ширины распределения каплей по диаметру: $\blacklozenge$ – распределение 1,8; $\blacksquare$ – распределение 3,8; $\blacktriangle$ – распределение 18; — линия тренда распределения 1,8; — линия тренда распределения 3,8; — линия тренда распределения 18

(монодисперсными), пролетают на большее расстояние и, испаряясь, оставляют за собой след из своих паров, которые, в свою очередь, перемешиваются с парами второго компонента топлива за счет турбулентности и диффузии. Эти условия увеличивают область испарения и горения топлива.

На рис. 7 показаны три вида распределения каплей по диаметрам, представленные в расчетах. На рис. 8–10 показано, как изменяется поле температур в сечении камеры сгорания при изменении среднего диаметра каплей по Заутеру и параметров распределения.

По представленным рисункам видно, что быстрое испарение более мелких каплей приводит к расслоению продуктов сгорания, что приводит к плохому смешению горючего и окислителя и, как следствие, низкой полноте сгорания. Сравнение полей температур и линий тока представительных частиц (капель) показывает, что при наличии в распределении каплей широкого спектра по диаметрам расширяется область высоких температур за счет лучшего перемешивания и горения компонентов топлива при соотношениях более близких к стехиометрическим.

Рис. 7. Распределения капель по диаметрам, использованные в расчетах результаты которых в показаны на рис. 6–8: — красная — распределение $R(12; 18)$, $d_{32} = 17$ мкм; — синяя — распределение $R(61, 3,8)$, $d_{32} = 64$ мкм; — черная — распределение $R(73; 1,8)$, $d_{32} = 107$ мкм

Рис. 8. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 61 и 3,8 и средним диаметром капель по Заутеру 64 мкм

Рис. 9. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 73 и 1,8 и средним диаметром капель по Заутеру 107 мкм

Рис. 10. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 12 и 18 и средним диаметром капель по Заутеру 17 мкм

Полученные результаты показывают, что для каждой конструкции камеры сгорания ЖРДМТ существует распределение капель по диаметру и скорость впрыска капель, обеспечивающие максимальную полноту сгорания. В использованной для проведения численного эксперимента конструкции камеры сгорания дающее наиболее высокую полноту сгорания распределение капель по диаметрам имеет параметры распределения Росина–Раммлера 66 и 18 и средний диаметр капель по Заутеру, равный 64 мкм.

По-видимому, при модернизации и разработке ЖРД малых тяг необходимо путем трехмерного численного моделирования рабочего процесса и варьирования параметров распределения впрыскиваемых капель находить распределение, дающее максимальную полноту сгорания, и проектировать форсунки ЖРД малых тяг, обеспечивающие максимальную полноту сгорания.

Заключение

Проведено численное исследование влияния среднего диаметра капель по Заутеру на полноту сгорания. Показано, что на полноту сгорания в большей мере влияет вид распределения капель по диаметру, а не средний диаметр капель по Заутеру. Полидисперсный поток капель, имеющий относительно высокий параметр ширины и средний диаметр Заутера, дает бóльшую полноту сгорания, чем поток капель, близкий к монодисперсному с меньшим средним диаметром капель по Заутеру.

Для каждой геометрии камеры сгорания и форсуночной головки существует распределение капель по диаметрам, обеспечивающее максимальную полноту сгорания. После верификации рассмотренной модели и полученного эффекта она может служить инструментом оптимизации системы смесеобразования применительно к ЖРД малых тяг.

Библиографический список

1. Основы теории и расчета жидкостных ракетных двигателей / А.П. Васильев, В.М. Кудрявцев [и др.]. – М.: Высш. школа, 1983. – 703 с.
2. Лефевр А. Процессы в камерах сгорания ГТД / под ред. В.Е. Дорошенко. – М.: Мир, 1986. – 566 с.
3. Пажи Д.Г., Галустов В.С. Основы техники распыливания жидкостей. – М.: Химия, 1984. – 256 с.
4. Хавкин Ю.И. Центробежные форсунки. – Л.: Машиностроение, 1976. – 168 с.
5. Ashgriz N. Handbook of atomization and sprays. – Springer, 2011. – 935 p.
6. Распыливание жидкостей / Ю.Ф. Дитякин, Л.А. Клячко [и др.]. – М.: Машиностроение, 1977. – 206 с.
7. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания ВРД / Б.В. Раушенбах, С.А. Белый [и др.]. – М.: Главполиграфпром, 1964. – 522 с.
8. Sauter J. Die Grössenbestimmung der in Gemischnebeln von Verbrennungskraftmaschinen vorhandenen Brennstoffteilchen // VDI-Forschungsheft. – 1926. – № 279; 1928. – № 312.
9. Rosin P., Rammner E. The laws governing the fineness of powdered coal // Journal of the Institute of Fuel. – 1933. – № 7. – P. 29–36.
10. Ташев В.П. Углеводородное горючее на основе керосина с присадками для повышения энергетической эффективности ЖРД: дис. ... канд. техн. наук. – М., 2014, – 115 с.
11. Воробьев А.Г., Боровик И.Н., Ха С. Анализ стационарного теплового состояния ЖРД малой тяги с топливом высококонцентрированная перекись водорода – керосин с учетом впрыскивания, испарения и сгорания жидкостных капель топлив // Вестник СГАУ. – 2014. – № 1(43). – С. 41–55.

12. Гарбарук А.В., Стрелец М.Х., Шур М.Л. Моделирование турбулентности в расчетах сложных течений: учеб. пособие. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. – 88 с.

13. Белов И.А. Модели турбулентности: учеб. пособие. – Л.: Изд-во Ленингр. механич. ин-та, 1982. – 88 с.

14. Ranz W.E., Marshal W.R., Jr. Evaporation from Drops. Part I and Part II // Chem. Eng. Prog. – 1952. – № 48(4). – P. 173–180.

15. Peters N. Laminar diffusion flamelet models in non-premixed turbulent combustion // Prog. Energy Combust. Sci. – 1984. – Vol. 10. – P. 319–339.

16. Куценко Ю.Г. Методология проектирования малоэмиссионных камер сгорания газотурбинных двигателей на основе математических моделей физико-химических процессов: дис. ... д-ра техн. наук. – Пермь, 2010. – 298 с.

17. Алемасов В.Е., Дрегаллин А.Ф., Тишин А.П. Теория ракетных двигателей / под ред. В.П. Глушко. – М.: Машиностроение, 1980. – 533 с.

References

1. Vasilyev A.P., Kudryavtsev V.M. [et. al]. Osnovy teorii i rascheta zhidkostnykh raketnykh dvigateley [LRPE theory and calculation fundamentals]. Moscow: Vyschaya shkola, 1983. 703 p.

2. Lefevr A. Protsessy v kamerakh sgoraniya GTD [Operational processes in gas turbine engines combustion chambers]. Moscow: Mir, 1986. 566 p.

3. Pazhi D.G., Galustov V.S. Osnovy tekhniki raspylivaniya zhidkostey [Liquid spray formation basics]. Moscow: Khimiya, 1984. 256 p.

4. Khavkin Yu.I. Tsentrobezhnye forsunki [Centrifugal atomizers]. Leningrad: Mashinostroenie, 1976. 168 p.

5. Ashgriz N. Handbook of atomization and sprays. Springer, 2011. 935 p.

6. Dityakin Yu.F., Klyachko L.A. Raspylivanie zhidkostey [Liquid atomizers]. Moscow: Mashinostroenie, 1977. 206 p.

7. Raushenbakh B.V., Belyy S.A. Fizicheskie osnovy rabocheho protsessa v kamerakh sgoraniya VRD [Physical basis of gas turbine engines combustion chamber operation processes]. Moscow: Glavpoligraphprom, 1964. 522 p.

8. Sauter J. Die Grössenbestimmung der in Gemischnebeln von Verbrennungskraftmaschinen vorhandenen Brennstoffteilchen. *VDI-Forschungsheft*, 1926, nr. 279, 1928, nr. 312.

9. Rosin P., Rammler E. The laws governing the fineness of powdered coal. *Journal of the Institute of Fuel*, 1933, no. 7, pp. 29-36.

10. Tashev V.P. Uglevodorodnoe goryuchee na osnove kerosina s prisadkami dlya povysheniya energeticheskoy effektivnosti ZhRD [Kerosene based hydrocarbon fuel with additives for LRPE effectiveness augmentation]. Ph. D. Thesis. Moscow, 2014. 115 p.

11. Vorobev A.G., Borovik I.N., Kha S. Analiz statsionarnogo teplovogo sostoyaniya ZhRD maloy tyagi s toplivom vysokokontsentrirrovannaya perekis vodoroda – kerosin s uchetom vpryskivaniya, ispareniya i sgoraniya zhidkostnykh kapel topliv [Analysis of nonstationary thermal state of a low-thrust liquid rocket engine taking into account injection, evaporation and combustion of liquid fuel droplets]. *Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo aerokosmicheskogo iniversiteta*, 2014, no. 1(43), pp. 41-55.

12. Garbaruk A.V., Strelets M.Kh., Shur M.L. Modelirovanie turbulentnosti v raschetakh slozhnykh techeniy [Turbulence modeling for complicated flows calculation]. Saint Petersburg: Politekhnikeskiiy universitet, 2012. 88 p.

13. Belov I.A. Modeli turbulentnosti [Turbulence models]. Leningradskiy mekhanicheskiiy institut, 1982. 88 p.

14. Ranz W.E., Marshal W.R., Jr. Evaporation from Drops. Part I and Part II. *Chem. Eng. Prog.*, 1952, no. 48(4), pp. 173-180.

15. Peters N. Laminar diffusion flamelet models in non-premixed turbulent combustion. *Prog. Energy Combust. Sci.*, 1984, vol. 10, pp. 319-339.

16. Kutsenko Yu.G. Metodologiya proektirovaniya maloemissionnykh kamer sgoraniya gazoturbinnnykh dvigateley na osnove matematicheskikh modeley fiziko-khimicheskikh protsessov [Design techniques of GTE low emission combustion chambers based on mathematical models of physical-chemical processes]. Doctors degree thesis. Perm, 2010. 298 p.

17. Alemasov V.E., Dregalin A.F., Tishin A.P. Teoriya raketnykh dvigateley [Rocket engine theory]. Moscow: Mashinostroenie, 1980. 533 p.

Об авторах

Боровик Игорь Николаевич (Москва, Россия) – кандидат технических наук, доцент кафедры «Ракетные двигатели» Московского

авиационного института (национального исследовательского университета) (125080, г. Москва, Волоколамское ш., д. 4, e-mail: borra2000@mail.ru).

Строкач Евгений Александрович (Москва, Россия) – аспирант кафедры «Ракетные двигатели» Московского авиационного института (национального исследовательского университета) (125080, г. Москва, Волоколамское ш., д. 4, e-mail: evgenij.strokatsch@yandex.ru).

About the authors

Igor N. Borovik (Moscow, Russian Federation) – Ph. D. in Technical Sciences, Associate Professor, Department of Rocket Engines, Moscow Aviation Institute (National Research University) (4, Volokolamskoe shosse, Moscow, 125080, Russian Federation, e-mail: borra2000@mail.ru).

Evgeniy A. Strokach (Moscow, Russian Federation) – Postgraduate Student, Department of Rocket Engines, Moscow Aviation Institute (National Research University) (4, Volokolamskoe shosse, Moscow, 125080, Russian Federation, e-mail: evgenij.strokatsch@yandex.ru).

Получено 02.02.2016