

Численное моделирование процесса распыливания керосина центробежной форсункой

Е.А. Строкач, И.Н. Боровик

Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Российская Федерация
e-mail: evgenij.strokatsch@yandex.ru; borra2000@mail.ru

Проведено численное исследование модели распада жидкой пленки LISA на примере распыливания керосина центробежной однокомпонентной форсункой в воздушную среду при нормальных условиях. Определены зависимости среднего диаметра Заутера каплей керосина от параметров исследуемой модели — постоянной пленки, постоянной лигамента, от выбора модели турбулентности и подхода к моделированию лобового сопротивления каплей. Численное моделирование выполнено с использованием программного кода ANSYS FLUENT. Проведено сравнение результатов расчета с экспериментальными данными определения среднего диаметра Заутера каплей керосина, полученными с использованием метода малоуглового рассеяния, а также определены значения исследуемых параметров. Результаты показывают, что в исследуемой модели постоянная лигамента является основным параметром, влияющим на средний диаметр каплей. Дополнительно проведено сравнение результатов, полученных по отработанной методике, с экспериментальными данными других авторов, полученными на основе анализа распыливания форсунками с разными режимными и геометрическими параметрами.

Ключевые слова: математическое моделирование, диаметр Заутера, модель турбулентности, постоянная пленки, постоянная лигамента, распыливание, ракетный двигатель.

Numerical Simulation of Kerosene Dispersion Process by the Centrifugal Atomizer

Е.А. Strokach, I.N. Borovik

Moscow Aviation Institute (National Research University),
Moscow, Russian Federation
e-mail: evgenij.strokatsch@yandex.ru; borra2000@mail.ru

The aim of this research is to carry a numerical investigation of the linear instability sheet atomization model (LISA) on the example of kerosene dispersion into the air by the centrifugal single-component atomizer under normal conditions. We applied Eulerian-Lagrangian approach for multiphase flow. First, we tested the influence of two model coefficients — sheet constant and ligament constant on the mean Sauter diameter of the spray. Then, we examined the influence of two turbulence models — k -epsilon realizable and k -epsilon standard as well as two assumptions of kerosene droplet drag modeling — spherical and dynamic on the mean Sauter diameter. For the simulations we used ANSYS FLUENT software. Next, we compared the calculation results with the experimental data derived by the method based on Mie theory. Moreover, we determined the influence of model parameters on the experimental data. The findings of the research show that the ligament factor is the only parameter which significantly influences Sauter mean diameter in the dispersion conditions

under study. Additionally, we compared the results with the experimental data derived from the analysis of spray formation by various injectors under various flow regimes. Finally, we discussed the results obtained and gave future studies-oriented recommendations.

Keywords: *numerical simulation, Sauter mean diameter, turbulence model, sheet constant, ligament constant, atomization, rocket engine.*

Современное состояние исследований по анализу распыливания жидких компонентов топлива центробежными форсунками ясно указывает на их актуальность. Несмотря на то что за все время изучения было выполнено большое число фундаментальных работ [1–4], составлены зависимости качества распыливания от основных параметров ввода топлива [5], проведено множество численных исследований процессов, происходящих при впрыске топлива, интерес к более тщательному изучению процесса впрыска топлива постоянно возрастает.

В настоящее время рост расчетных ресурсов вкупе с постоянной потребностью в повышении полноты сгорания топлива, которая непосредственно зависит от качества распыливания, привели к наличию большого объема численных исследований этих процессов на основе методов вычислительной гидрогазодинамики. Разрабатываются и верифицируются новые модели первичного и вторичного распадов, слияния капель, их испарения и горения, проводится все более тщательное и детальное построение математических и физических моделей.

При оценке качества смесеобразования в камерах сгорания авиационных и ракетных двигателей для определения мелкости распыливания по среднему диаметру Заутера в настоящее время можно применять два подхода. Первый — использование эмпирических зависимостей, составленных за долгие годы изучения проблемы ([1–5] и т. д.). Недостатком этого способа является ограниченная применимость формул, полученных и верифицированных на основе узкого диапазона данных. Кроме того, средний диаметр, получаемый с помощью формул, может соответствовать различным распределениям капель по диаметру, что особенно важно для оценки качества смесеобразования в современных двигателях и энергетических установках. Второй способ — численное моделирование образования капельной струи с учетом первичного и вторичного распадов, слияния и столкновения капель, что позволяет оценивать распыливание жидкостей в широком диапазоне устройств и режимов. В настоящей работе особое внимание уделено одной из моделей первичного распада, широко используемой в различных коммерческих (ANSYS CFX, ANSYS FLUENT, Star-CCM+ и т. д.), открытых (OpenFOAM) пакетах прикладных программ вычислительной гидрогазодинамики для моделирования впрыска жидкости центробежными форсунками — модели распада жидкой пленки LISA (Linear Instability Sheet Atomization). В связи с широкой применимостью этой модели расчетные и экспериментальные исследования процессов впрыска жидкости в газобразную среду проводятся в разных областях промышленности [6].

Таким образом, целью данного исследования является анализ моделирования распыла керосина модельной форсункой с помощью модели LISA с различными подходами к моделированию аэродинамического сопротивления капли, разными моделями турбулентности.

Экспериментальное исследование. Объект исследования. В работе [7] проведен анализ мелкости распыливания керосина по критерию диаметра Заутера несколькими экспериментальными центробежными форсунками. В данной работе была выбрана конфигурация одной из них. Погрешность измерений среднего диаметра Заутера составляла не более 5 % [8].

Параметры экспериментальной форсунки

Диаметр сопла d , м	0,0015
Диаметр камеры закручивания $d_{к.з}$, м	0,003
Число каналов шнека, n	4
Геометрическая характеристика, A [7]	1,37

Метод исследования. Для измерения диаметра каплей применялся оптический метод, базирующийся на использовании рассеяния плоской волны света каплями жидкости — метод малых углов. Для определения функции распределения каплей по размерам и среднего диаметра используется кривая, характеризующая интенсивность рассеянного света (индикатриса). Более подробно о методе можно узнать в источниках [11–15].

Экспериментальный стенд. Экспериментальная работа проводилась на кафедре «Ракетные двигатели» МАИ. Подробно описание стенда и результатов этих экспериментов приведено в работах [7, 10]. Принципиальная схема системы измерения распределения каплей по размеру представлена на рис. 1.

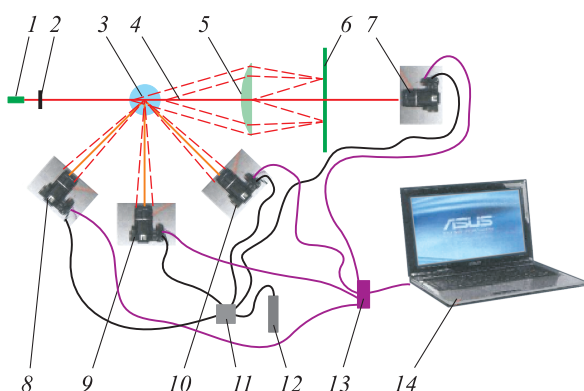


Рис. 1. Схема системы измерения параметров распыливания [7]:

1 — полупроводниковый лазер; 2 — диафрагма; 3 — измерительный объем; 4 — рассеянные лучи лазера; 5 — линза; 6 — экран; 7–10 — цифровые фотоаппараты; 11 — коммутатор; 12 — пульт управления фотосъемкой; 13 — адаптер; 14 — компьютер

Средний диаметр Заутера и параметры распыливания на исследуемом режиме приведены далее.

Результаты исследования параметров экспериментальной форсунки

Расход, кг/с	0,01015
Перепад давления, бар.....	4,4
Угол распыла.....	85°
Средний диаметр Заутера, d_{32} , м.....	$32 \cdot 10^{-6}$
Коэффициент расхода	0,212

Математическая модель. Основные уравнения. Для описания течения основной фазы (газообразной) использовали следующие уравнения [16]:

Уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho U) = 0,$$

где ρ — плотность; t — время; $\nabla = \left\{ \frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right\}$ — векторный дифференциальный оператор набла; $U = (U_x; U_y; U_z)$ — вектор скорости U в декартовых координатах.

Уравнение сохранения импульса

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial t} + \nabla(\rho U \otimes U) = -\nabla p + \nabla \tau + S_M,$$

где p — статическое (термодинамическое) давление; S_M — источник импульса, связанный с массовыми силами.

Тензор касательных напряжений записывается как

$$\tau = \mu \left(\nabla U + (\nabla U)^T - \frac{2}{3} \delta \nabla U \right),$$

где μ — динамическая вязкость; δ — символ Кронекера.

В работе рассматривали течение при отсутствии теплообмена между жидкой и газообразной фазами, поэтому для упрощения и ускорения расчета перенос энергии не учитывали. Расчет проводили в программе ANSYS FLUENT 14.5.

Как уже отмечалось, сравнивали две модели турбулентности. Этими моделями являлись Standard ($k-\epsilon$)- и Realizable ($k-\epsilon$)-модели.

Standard ($k-\epsilon$)-модель:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho \epsilon + S_k,$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) = \\ & = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon, \end{aligned}$$

где k — турбулентная кинетическая энергия; μ_t — коэффициент турбулентной вязкости; σ_k — турбулентное число Прандтля для k ; G_k — продукция турбулентной кинетической энергии вследствие градиентов скорости; G_b — продукция турбулентной кинетической энергии вследствие свободной конвекции; ε — скорость диссипации; σ_ε — турбулентное число Прандтля для ε ; $C_{1\varepsilon}$, $C_{3\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ — константы [16].

Realizable (k - ε)-модель:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k + G_b - \rho\varepsilon - Y_M + S_k, \\ \frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i) &= \\ &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \rho C_{1\varepsilon} S - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu\varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon, \end{aligned}$$

Y_M представляет собой вклад колебаний разрежения в общую скорость диссипации.

Модель первичного распада. Первичный распад жидкости, истекающей из сопла форсунки, имитировали с помощью модели жидкой пленки LISA. Схема распада жидкой пленки, при котором пленка дробится сначала на лигаменты (жидкие связки), а потом на капли, показана на рис. 2.

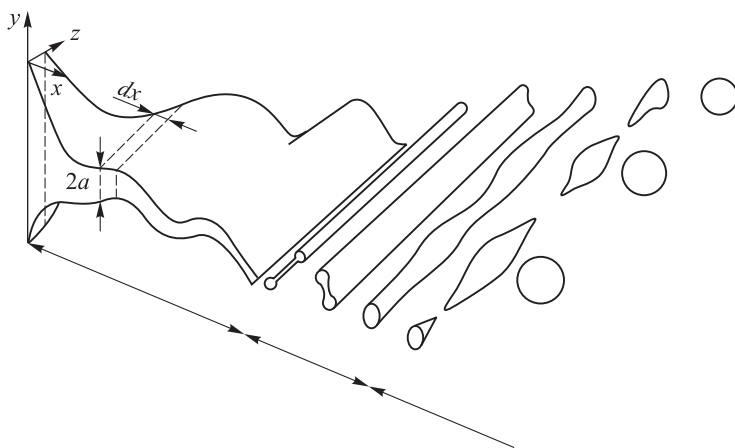


Рис. 2. Схема распада жидкой пленки [5]

Впервые подход, на котором основана модель, был предложен в работе [17] и развит в работах [18, 19]. Предполагается, что несжимаемая вязкая жидкая пленка толщиной $2h$ движется с относительной скоростью U через несжимаемую невязкую газовую среду. Спектр бесконечно малых возмущений накладывается на изначально стационарное движение:

$$\eta = \eta_0 e^{ik_w x + \omega t}.$$

Скорость связывается с перепадом давления выражением

$$U = k_v \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho_l}},$$

где k_v — коэффициент скорости.

Толщина пленки t связана с массовым расходом жидкости \dot{m} , диаметром отверстия d_{noz} , плотностью жидкости и осевой скоростью жидкой пленки $U \cos \theta$:

$$\dot{m} = \pi \rho_l U \cos \theta t (d_{noz} - t).$$

Длина распада жидкой пленки определяется формулой

$$L = \frac{U}{\Omega} \ln \left(\frac{\eta_b}{\eta_0} \right),$$

где $\ln \left(\frac{\eta_b}{\eta_0} \right)$ — постоянная пленки, влияющая на длину распада и, следовательно, на диаметр получающихся капель (исследуемый параметр модели).

Определение диаметров лигаментов, на которые дробится пленка, зависит от режима неустойчивости (ее типа) — коротковолнового или длинноволновой [19]. Граница режимов определяется числом Вебера $We = (\rho_g l u^2) / \sigma$, где ρ_g — плотность среды; l — половинная толщина пленки. При $We < 27/16$ (1,6875) считается, что режим неустойчивости — длинноволновой, при $We > 27/16$ (1,6875) — коротковолновый [19].

При длинноволновой неустойчивости зависимость для определения диаметра лигамента выглядит как [17, 18]:

$$d_l = \sqrt{\frac{8h}{K_s}},$$

где h — половинная толщина пленки; $K_s = \frac{\rho u^2}{2\sigma}$ — число волн на единицу длины пленки.

В оригинальной версии модели [17, 18] диаметр лигамента для коротковолнового режима неустойчивости определяется аналогично длинноволновому по формуле

$$d_l = \sqrt{\frac{16h}{K_s}}.$$

В более поздней версии, реализованной в ANSYS FLUENT, для коротковолновой неустойчивости диаметр лигамента связывается коэффициентом пропорциональности C_L с длиной волны неустойчивости $(2\pi)/K_s$. Этот коэффициент пропорциональности назван постоянной лигамента [16]. Подход к моделированию изменяется вследствие того, что при коротковолновой форме неустойчивости пленки срыв лигаментов и капель происходит с гребешков, образующихся на волнах, идущих по пленке.

Таким образом, для коротковолновой неустойчивости диаметр лигамента можно определить с помощью следующей формулы [16]:

$$d_l = \frac{2\pi C_L}{K_s},$$

где C_L — постоянная лигамента (исследуемый параметр модели).

Диаметр результирующих капель определяют по зависимости

$$d_0 = 1,88d_l(1 + 3Oh)^{1/6},$$

где d_l — диаметр лигамента; Oh — число Онезорге.

Диаметр результирующих капель затем используется как характерный линейный размер в распределении Розина — Раммлера, с помощью которого определяется диаметр капель на выходе:

$$f(d) = \frac{qd^{q-1}}{D^q} \exp\left(-\frac{d^q}{D}\right),$$

где q — параметр распределения, равный по умолчанию $D^q = \frac{d_0^2}{\ln 2}$.

Таким образом, для получения распределения капель по диаметру и скорости с помощью используемой модели первичного распада необходимо задать следующие входные параметры: физические свойства жидкой и газообразной фаз, угол распыливания и скорость жидкой пленки на выходе из сопла форсунки. Угол распыла и скорость пленки могут быть получены из гидравлических проливов форсунки или путем численного моделирования течения жидкости в форсунке. Приведенные уравнения позволяют провести численное

моделирование истечения жидкости из форсунки с любой геометрией в газообразную среду. Их решение реализовано в программах вычислительной гидрогазодинамики.

Модель вторичного распада. В качестве модели вторичного распада применялся метод Taylor analogy breakup (ТАВ). Это классический подход для решения таких задач, который применим для большого числа вариантов распыливания топлива. Метод работает следующим образом: как только число Вебера капли достигает критического значения, она распадается на некоторое число новых капель и далее ведется моделирование движения только образовавшихся частиц. Подробнее об этом методе и его реализации можно узнать в [16].

Моделирование столкновения и слияния капель. Моделирование столкновений капель проводится на основе стохастического метода O'Rourke [20]. Если определено, что две капли сталкиваются, то рассчитывается результат их столкновения. Критические случаи — это слияние (как правило, если капли сталкиваются фронтально) и отскок (если капли сталкиваются под углом). В системе, используемой ANSYS FLUENT [18], вероятность слияния связана со смещением центра собирающей капли и траекторией меньшей капли. В свою очередь, смещение является функцией числа Вебера столкновения и относительных радиусов большей и меньшей капель. Более подробно о методе и его реализации можно узнать в [16].

Моделирование движения жидкой фазы. Капли керосина (дисперсная фаза) моделируют с помощью подхода Лагранжа (газ + дискретные частицы). Модель подразумевает учет двухстороннего взаимодействия так, что и параметры газовой среды влияют на параметры частицы, и сама дискретная частица, перемещаясь, оказывает воздействие на основной поток — происходит перенос импульса (в других случаях — энергии, массы). Баланс сил выглядит следующим образом [16]:

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

где $F_d = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re}{24}$ — лобовое сопротивление; ρ_p — плотность вещества частиц; d_p — диаметр частиц; Re — число Рейнольдса.

Коэффициент лобового сопротивления может определяться различными способами — из приближения постоянной сферической формы капель, несферическим алгебраическим подходом, зависимостью Стокса — Каннингема, специально разработанным для моделирования высокоскоростных потоков подходом с учетом течения с высокими значениями числа Маха, дифференциальной моделью динамического изменения коэффициента сопротивления и т. п. [16]. В настоящей работе исследуются метод, основанный на постоянной сферической

форме капель, и подход, учитывающий изменение коэффициента сопротивления вследствие изменения формы капли.

Первый метод является наиболее простым, так как используется гипотеза о постоянстве сферической формы капли. Коэффициент сопротивления определяется по алгебраической зависимости

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re} + \frac{a_3}{Re^2},$$

где a_1, a_2, a_3 — константы, принимающие различные значения для каждого из диапазонов чисел Рейнольдса, что более подробно описано в работе [21].

Вследствие движения капли в потоке газа форма капли может значительно изменяться (от сферы до диска), что влечет за собой и изменение лобового сопротивления. Предлагается следующая зависимость для коэффициента лобового сопротивления [22]:

$$C_D = C_{D_{сф}}(1 + 2,632y),$$

где $C_{D_{сф}} = 0,424$, если $Re > 1000$, и $C_{D_{сф}} = Re \frac{24}{Re} \left(1 + \frac{1}{6} Re^{2/3}\right)$ при $Re \leq 1000$.

В свою очередь, отклонение формы капли от сферической определяется соотношением [22]

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{C_F}{C_b} \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{u^2}{r^2} - \frac{C_k \sigma}{\rho_l r^3} y - \frac{C_D \mu_l}{\rho_l r^2} \frac{dy}{dt}.$$

Расчетная область и сетка. Расчетная область представляла собой цилиндр диаметром 0,484 м и высотой 0,158 м. На основании предварительного анализа задачи на сеточную сходимость была выбрана сетка, состоящая из 2,87 млн гексаэдральных элементов (рис. 3, 4).

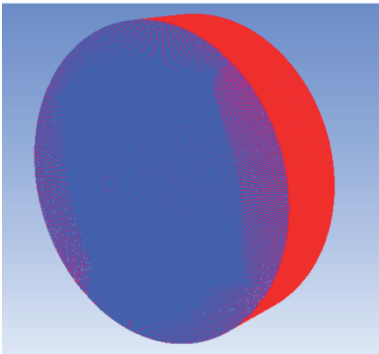


Рис. 3. Расчетная сетка

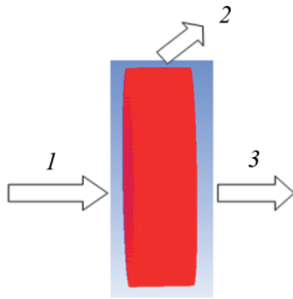


Рис. 4. Граничные условия:
1 — in; 2 — out; 3 — out

Свойства газа и жидкости. Далее приведены основные свойства исследуемой распыливаемой жидкости (керосина) и газа окружающей среды (воздух).

Свойства керосина, параметры впрыска и свойства воздуха

Свойства керосина

Плотность, кг/м ³	780
Вязкость, кг/(м · с)	0,0024
Поверхностное натяжение, Н/м	00263257

Параметры впрыска

Давление жидкости перед форсункой, Па	547 200
Массовый расход, кг/с	0,01015
Угол распыла	85°
Диаметр среза сопла форсунки, м	1,5 · 10 ⁻³
Число Вебера	1,785

Свойства воздуха

Плотность, кг/м ³	1,225
Вязкость, кг/(м · с)	1,789 · 10 ⁻⁵
Температура, К	298,15

Результаты. Постоянная пленки, равная $\ln(\eta_b/\eta_0)$, влияет на положение точки распада жидкой пленки на лигаменты, что, в свою очередь, определяет их значения и последующий размер капель. По умолчанию эта постоянная равна 12, как самое подходящее для задач с высокими давлениями, однако в данном случае исследуется впрыск в воздушную среду с атмосферным давлением, поэтому значение постоянной требует уточнения, как и зависимость диаметра капель от этой постоянной.

Другая постоянная модели C_L (константа лигамента) напрямую влияет на размер лигаментов и, следовательно, на размер капель. В настоящем численном исследовании при моделировании распыливания варьировались константа лигамента и постоянная пленки, в результате чего были найдены зависимости среднего диаметра Заутера от константы лигамента и постоянной пленки и определены их значения, соответствующие экспериментальным данным.

На рис. 5–7 приведены результаты расчетов с использованием Standard ($k-\epsilon$)-модели и Realizable ($k-\epsilon$)-модели турбулентности и применением двух различных подходов к моделированию лобового сопротивления, с изменением постоянной пленки в диапазоне 1...17, а постоянной лигамента — 0,01...0,7.

Из рис. 6 и 7 следует, что Standard ($k-\epsilon$)-модель и Realizable ($k-\epsilon$)-модель дают практически совпадающие значения диаметра Заутера для всего диапазона постоянных лигамента.

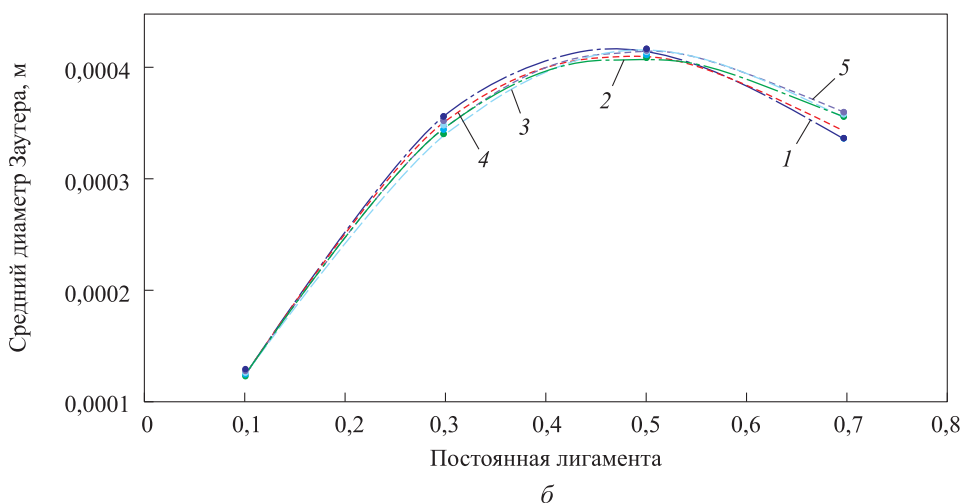
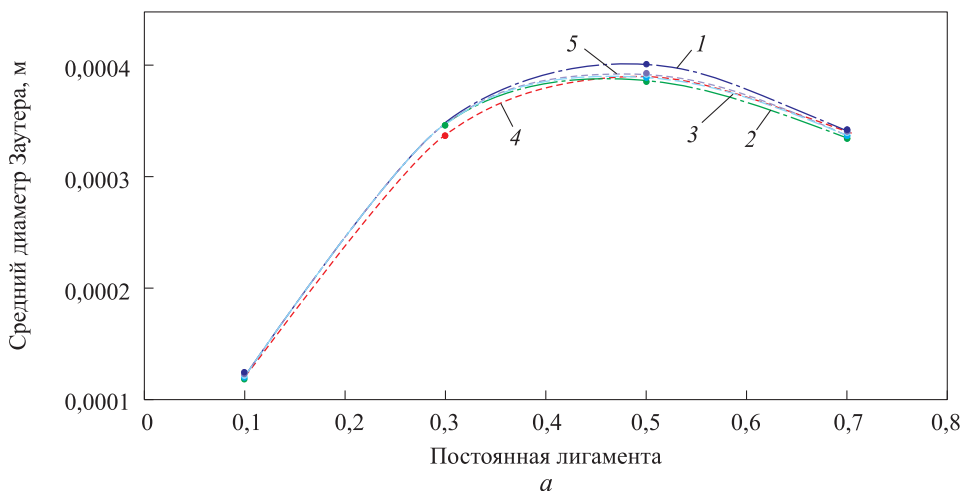


Рис. 5. Результаты расчетов Realizable (k - ϵ)-модели:

a — модель сферических капель; b — модель динамического изменения формы капель; постоянная пленки 1 (1), 9 (2), 17 (3), 5 (4), 12 (5)

Видна четкая зависимость диаметра капель от постоянной лигамента — непрерывное повышение до некоторого максимума, а затем снижение в ограничениях рассматриваемого диапазона. Также видно, что экспериментальному значению диаметра Заутера (32 мкм) удовлетворяют значения постоянной лигамента порядка $1 \cdot 10^{-2}$. При дальнейшем уменьшении постоянной лигамента отмечена нефизичность получаемых результатов, поэтому решено ограничиться выбранным диапазоном. Выявленный характер влияния постоянной лигамента на средний диаметр Заутера, по-видимому, связан с математическими особенностями выражения для нахождения диаметра лигамента в модели распада жидкой пленки. На всем диапазоне варьируемых параметров отмечено, что диаметры капель не зависят от постоянной пленки и слабо зависят

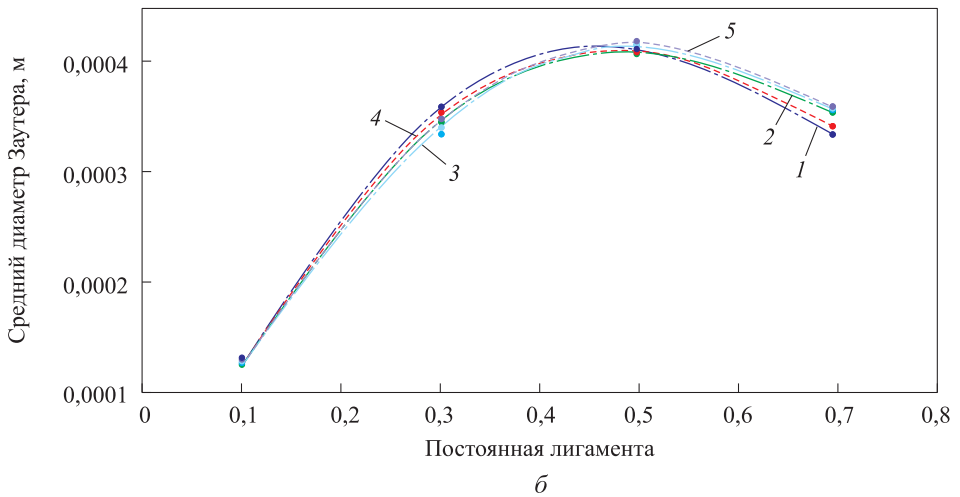
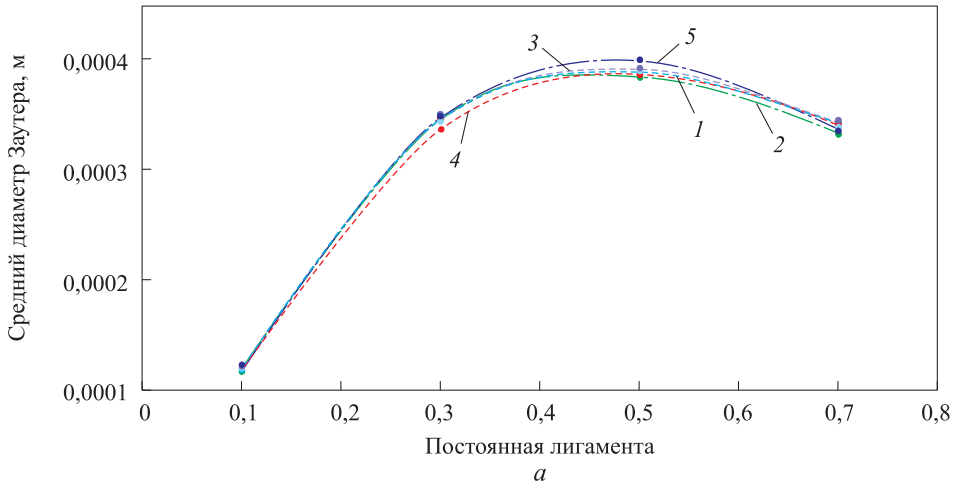


Рис. 6. Результаты расчетов Standard (k - ϵ)-модели (обозначения см. рис. 5)

от выбора подхода лобового сопротивления, поэтому для данной конфигурации распыливания основным параметром влияния на средний заутеровский диаметр капле может считаться постоянная лигамента.

На основании приведенного исследования была выполнена верификация полученных данных с использованием работы [23]. Экспериментальная часть работы состояла из 30 экспериментов с различными режимными и геометрическими параметрами форсунок, для которых определяли средний диаметр Заутера. В настоящей работе для сравнения используются пять экспериментов. Данные по свойствам жидкостей и геометрическим характеристикам этих форсунок приведены в табл. 1.

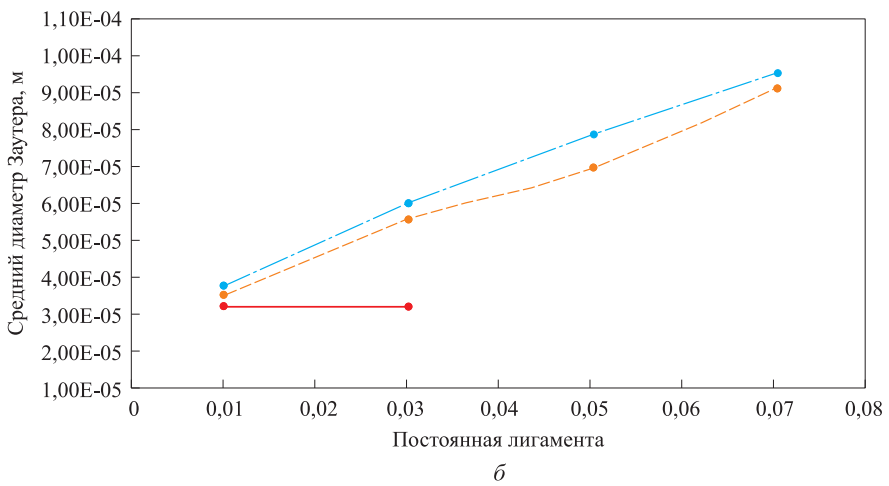
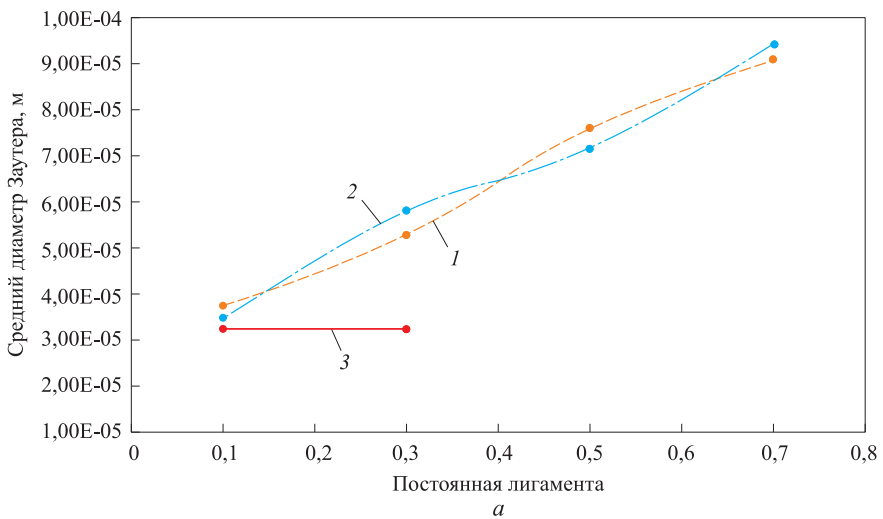


Рис. 7. Результаты расчетов (a , b — см. рис. 5):

1 — Standard (k - ϵ)-модель; 2 — Realizable (k - ϵ)-модель; 3 — эксперимент

Таблица 1

Свойства исследуемых жидкостей и геометрические характеристики форсунок [23]

Номер эксперимента в работе [23]	Динамическая вязкость, Па · с	Плотность, кг/м ³	Поверхностное натяжение, Н/м	Геометрическая характеристика
7	0,00869	1201	0,072	1,619
22	0,056	1269	0,0485	8,329
23	0,05784	1275	0,0579	4,487
1	0,01626	1240	0,072	3,582
2	0,01867	1247	0,072	3,582

В табл. 2 представлены режимные параметры распыливания и результаты измерений (диаметр Заутера для каждого из экспериментов и соответствующая этому диаметру (с погрешностью $3 \cdot 10^{-6}$ м) постоянная лигамента, используемая в расчете).

Таблица 2

**Режимные параметры распыливания жидкостей
и результаты измерений [23]**

Номер эксперимента в работе [23]	Расход, кг/с	Перепад давлений, бар	Угол распыливания, град	Средний диаметр Заутера, м	Постоянная лигамента	Число Вебера
7	0,0425	7,5	63	$171,49 \cdot 10^{-6}$	$\approx 0,049$	2,02
22	0,0586	30	54	$103,58 \cdot 10^{-6}$	$\approx 0,048$	5,97
23	0,0775	40	63	$89,31 \cdot 10^{-6}$	$\approx 0,05$	8,5
1	0,0419	123	55	$58,86 \cdot 10^{-6}$	$\approx 0,15$	19,87
2	0,048	152	50,5	$52,92 \cdot 10^{-6}$	$\approx 0,18$	24,74

Число Вебера относится к газу, так как выражается формулой

$$We = \frac{\rho_g t_{or} U^2}{2\sigma},$$

где ρ_g — плотность окружающей среды; t_{or} — толщина пленки; U — относительная скорость движения пленки; σ — поверхностное натяжение.

Отметим, что постоянная лигамента, при которой расчетный средний диаметр Заутера совпадает с экспериментальным для различных тестов, отличается от постоянной лигамента, предложенной ранее. Возможно, это связано с различием в режиме течения — видно, что числа Вебера в экспериментах № 7, 22, 23 близки по значению, но отличаются от чисел Вебера, соответствующих экспериментам № 1 и 2. В то же время значение числа Вебера для распыливания исследуемой в работе форсункой составило примерно 1,785, что находится почти на границе типов неустойчивости пленки.

Выводы. В результате численного анализа распыливания керосина центробежной форсункой с использованием модели распада жидкой пленки выявлено, что основным параметром влияния на мелкость распыливания является постоянная лигамента, которая входит в выражение для определения диаметра капель при коротковолновом типе неустойчивости пленки.

Показано, что средний диаметр Заутера в исследуемой области при данных условиях не зависит от постоянной лигамента, слабо зависит от модели турбулентности — при использовании Realizable ($k-\epsilon$)-

модели значения диаметров капель немного больше, чем при расчете с помощью Standard (k - ε)-модели. Использование различных подходов к моделированию лобового сопротивления также слабо влияет на диаметр капель при данных условиях.

Полученные значения постоянной лигамента ($1 \cdot 10^{-2}$ — для форсунки [7], $5 \cdot 10^{-2}$ и 0,17 — для экспериментов [23]), при которых расчетный диаметр капель наиболее близок к полученным экспериментально данным, позволяют говорить только об удовлетворительной, вследствие отсутствия универсальности, работе модели в исследованных случаях и рекомендовать ее к дальнейшему детальному исследованию.

Однако можно сделать вывод, что для моделирования распыливания с помощью форсунок с геометрической характеристикой от 1,619 до 8,329 и числом Вебера от 2 до 8,5 рекомендуется брать значение постоянной лигамента, равное 0,05.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Дитякин Ю.Ф., Клячко Л.А.* Распыливание жидкостей. М.: Машиностроение, 1977. 206 с.
2. *Хавкин Ю.И.* Центробежные форсунки. Л.: Машиностроение, 1976. 168 с.
3. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания ВРД / Б.В. Раушенбах, С.А. Белый, И.В. Беспалов, В.Я. Бородачев, М.С. Волынский, А.Г. Прудников. М.: Главполиграфпром, 1964. 522 с.
4. *Bayvel L.P., Orzechowski Z.* Liquid atomization. Taylor & Francis, 1993. 475 p.
5. *Nasser Ashgriz.* Handbook of atomization and sprays. Springer, 2011. 935 p.
6. *Man Chiu Fung, Kiao Inthanvong, William Yang, Jiguan Tu.* Experimental and numerical modeling of nasal spray atomization // Ninth International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. CSIRO, Melbourne, Australia, 10–12 December. 2012.
7. *Ташев В.П.* Углеводородное горючее на основе керосина с присадками для повышения энергетической эффективности ЖРД: дис. ... канд. техн. наук. М.: МАИ, 2014. 115 с.
8. *Истомин Е.А.* Авиационный ГТД в системе пожаротушения большой мощности и дальности действия: дис. ... канд. тех. наук. М.: МАИ, 2012. 159 с.
9. *Васильев А.П., Кудрявцев В.М.* Основы теории и расчета жидкостных ракетных двигателей. М.: Высш. шк., 1983. 703 с.
10. *Модернизация испытательного огневого стенда для исследования рабочих процессов в жидкостных ракетных двигателях малых тяг на экологически чистых компонентах топлива / А.Г. Воробьев, И.Н. Боровик, А.Н. Хохлов, М.М. Лизуневич, С.А. Сокол, Н.К. Гуркин, И.С. Казеннов // Вестник МАИ. 2010. Т. 17. № 1. С. 97–102.*
11. *Борн М., Вольф Э.* Основы оптики / пер. с англ., под ред. Г.П. Мотулевича. М.: Наука, 1973. 720 с.
12. *Тихонов А.И., Гочарский А.В., Степанов В.В., Ягола А.Г.* Численные методы решения некорректных задач. М.: Наука, 1990. 232 с.
13. *Шифрин К.С., Колмаков И.Б.* Влияние ограничения интервала измерения индикатрисы на точность метода малых углов // Изв. АН СССР. Физика атмосферы и океана. 1966. № 3. С. 851–858.
14. *Дубнищев Ю.Н., Арбузов В.А., Белоусов П.П., Белоусов П.Я.* Оптические методы исследования потоков. Новосибирск: Изд-во СГУ, 2003. 418 с.
15. *Ринкевичюс Б.С.* Лазерная анемометрия. М.: Энергия, 1978. 159 с.

16. *ANSYS* (2009). *Fluent 14.5 Theory Guide*. Ansys Inc., Canonsburg, PA, 2009.
17. *Dombrowski N., Hooper P.C.* The effect of ambient density or drop formation in sprays // *Chemical Engineering Science*. 1962. Vol. 17. P. 291–305.
18. *Dombrowski N., Johns W.R.* The Aerodynamic Instability and Disintegration of Viscous Liquid Sheets // *Chemical Engineering Science*. 1963. Vol. 18. P. 203.
19. *Modeling High Speed Viscous Liquid Sheet Atomization / P.K. Senecal, D.P. Schmidt, I. Nouar, C.J. Rutland, R.D. Reitz* // *International Journal of Multiphase Flow*. 1999. Vol. 25 (6–7). P. 1073–1097.
20. *O'Rourke P.J.* *Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays*. PhD Thesis. Princeton University, Princeton, New Jersey. 1981.
21. *Morsi S.A., Alexander A.J.* An Investigation of Particle Trajectories in Two-Phase Flow Systems // *J. Fluid Mech.* 1972. Vol. 55(2). P. 193–208.
22. *Liu A. B., Mather D., Reitz R.D.* Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays // *SAE Technical. Paper 930072*. SAE. 1993.
23. *Tratnig A., Brenn G.* Drop size spectra in sprays from pressure-swirl atomizers // *International Journal of Multiphase Flow*. 2010. Vol. 36. P. 349–363.

REFERENCES

- [1] Dityakin Yu.F., Klyachko L.A. *Raspylivanie zhidkostey [Liquid Atomizers]*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 1977. 206 p.
- [2] Khavkin Y.I., Tsentrobezhnyie forsunki [Centrifugal Atomizers], Leningrad, Mashinostroenie Publ. 1976. 168 p.
- [3] Rauschenbach B.V., Belyy S.A. *Fizicheskie osnovy rabochego processa v kamerach sgoraniya VRD [Physical basis of gas turbine engines combustion chamber operation processes]*. Moscow, Glavpoligraphprom Publ., 1964. 522 p.
- [4] Bayvel L.P., Orzechowski Z. *Liquid atomization*. Taylor & Francis, 1993, 475 p.
- [5] Nasser Ashgriz. *Handbook of atomization and sprays*. Springer, 2011, 935 p.
- [6] Man Chiu Fung, Kiao Inthanvong, William Yang, Jiguan Tu. *Experimental and numerical modeling of nasal spray atomization. Ninth International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries*. CSIRO, Melbourne, Australia, 10–12 December 2012.
- [7] Tashev V.P. *Uglevodorodnoe goryuchee na osnove kerosina s prisadkami dlya povysheniya energeticheskoy effektivnosti ZHRD*. Diss. kand. tekhn. nauk [Kerosene based hydrocarbon fuel with additives for LRPE effectiveness augmentation. Cand. tech. sci. diss.]. Moscow, 2014.
- [8] Istomin E.A. *Aviatsionnyy GTD v sisteme pozharotusheniya bol'shoy moshchnosti i dal'nosti deystviya*. Diss. kand. tekhn. nauk [Aircraft gas-turbine engine in the high power and range fire-control unit system. Cand. tech. sci. diss.], Moscow, 2012.
- [9] Vasilyev A.P., Kudryavtsev V.M. *Osnovy teorii i rascheta zhidkostnykh raketnykh dvigateley [LRPE theory and calculation fundamentals]*. Moscow, Vyssh. shk. Publ., 1983. 703 p.
- [10] Vorobyev A.G., Borovik I.N., Khoklov A.N., Lizunovich M.M., Sokol S.A., Gurkin N.K., Kazennov I.S. *Modernization of fire test for investigation of working process in liquid rocket engine of small thrust with ecology clean propellant. Vestn. Moskovskogo aviatsionnogo inst.* [Bull. Moscow Aviation Inst.], 2010, vol. 17, no. 1. Available at: <http://www.mai.ru/science/vestnik/eng/publications.php?ID=13362>
- [11] Born M., Wolf E. *Principles of optics*, Cambridge University press, 2002.
- [12] Tikhonov A.I., Gocharskiy A.B., Stepanov V.V., Yagola A.G. *Chislennyye metody resheniya nekorrektnykh zadach [Numerical methods for the salvation of ill-posed problems]*. Moscow, Nauka Publ., 1990. 232 p.

- [13] Shifrin K.S., Kolmakov I.B. Influence of measurement length restrictions on the accuracy of narrow angle scattering method. *Izv. Akad. Nauk, Fiz. Atmos. Okeana* [Izv., Atmos. Ocean. Phys.], 1966, no. 3. pp. 851–858 (in Russ.).
- [14] Dubnischev Yu.N., Arbutov V.A., Belousov P.P., Belousov P.Ya. Opticheskie metody issledovaniya potokov [Optical methods for flow study]. Novosibirsk, Sib. Univ. Publ., 2003. 418 p.
- [15] Rinkevichus B.S. Lasernaya anemometriya [Laser anemometry]. Moscow, Energiya Publ., 1978, 159 p.
- [16] ANSYS (2009). Fluent 14.5 Theory Guide. Ansys Inc., Canonsburg, PA.
- [17] Dombrowski N., Hooper P.C. The effect of ambient density on drop formation in sprays. *Chemical Engineering Science*, 1962, vol. 17, pp. 291–305.
- [18] Dombrowski N., Johns W.R. The Aerodynamic Instability and Disintegration of Viscous Liquid Sheets. *Chemical Engineering Science*, 1963, vol. 18, p. 203.
- [19] Senecal P.K., Schmidt D.P., Nouar I., Rutland C.J., Reitz R.D. Modeling High Speed Viscous Liquid Sheet Atomization. *International Journal of Multiphase Flow*, 1999, vol. 25(6–7), pp. 1073–1097.
- [20] O'Rourke P.J. Collective Drop Effects on Vaporizing Liquid Sprays. PhD Thesis. Princeton University, Princeton, New Jersey, 1981.
- [21] Morsi S.A., Alexander A.J. An Investigation of Particle Trajectories in Two-Phase Flow Systems. *J. Fluid Mech.*, 1972, vol. 55(2), pp. 193–208.
- [22] Liu A.B., Mather D., Reitz R.D. Modeling the Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays. *SAE Technical*, 1993, Paper 930072.
- [23] Tratnig A., Brenn G. Drop size spectra in sprays from pressure-swirl atomizers. *Int. J. of Multiphase Flow*, 2010, vol. 36, pp. 349–363.

Статья поступила в редакцию 21.09.2015

Строкач Евгений Александрович — аспирант кафедры «Ракетные двигатели» Московского авиационного института (национального исследовательского университета) (Российская Федерация, 125993, А-80, ГСП-3, Москва, Волоколамское ш., д. 4).

Strokach E.A. — post-graduate student of Rocket Engines Department, Moscow Aviation Institute (National Research University) (Volokolamskoe shosse 4, Moscow, 125993 Russian Federation).

Боровик Игорь Николаевич — канд. техн. наук, доцент кафедры «Ракетные двигатели» Московского авиационного института (национального исследовательского университета) (Российская Федерация, 125993, А-80, ГСП-3, Москва, Волоколамское ш., д. 4).

Borovik I.N. — Cand. Sci. (Eng.), Assoc. Professor of Rocket Engines Department, Moscow Aviation Institute (National Research University) (Volokolamskoe shosse 4, Moscow, 125993 Russian Federation).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Строкач Е.А., Боровик И.Н. Численное моделирование процесса распыливания керосина центробежной форсункой // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2016. № 3. С. 37–54.

DOI: 10.18698/0236-3941-2016-3-37-54

Please cite this article in English as:

Strokach E.A., Borovik I.N. Numerical Simulation of Kerosene Dispersion Process by the Centrifugal Atomizer. *Vestn. Mosk. Gos. Tekh. Univ. im. N.E. Baumana, Mashinostr.* [Herald of the Bauman Moscow State Tech. Univ., Mech. Eng.], 2016, no. 3, pp. 37–54. DOI: 10.18698/0236-3941-2016-3-37-54