

РАСЧЁТ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕЧЕНИЯ ЖИДКОГО ТОПЛИВА ПРИ ЕГО ПОДАЧЕ ЧЕРЕЗ ЦЕНТРОБЕЖНЫЕ ФОРСУНКИ МАЛОРАЗМЕРНЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

© 2021

- Н. И. Гураков** аспирант кафедры теплотехники и тепловых двигателей; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; nikgurakov@gmail.com
- И. А. Зубрилин** кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и тепловых двигателей; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; zubrilin.ia@ssau.ru
- М. Эрнандэс Моралес** аспирант кафедры теплотехники и тепловых двигателей; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; mariohernandezmo_4_2@hotmail.com
- Д. В. Якушкин** студент; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; yakushkindv@gmail.com
- А. А. Диденко** кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и тепловых двигателей; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; aanm_didenko@rambler.ru
- С. Г. Матвеев** кандидат технических наук, профессор кафедры теплотехники и тепловых двигателей; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; msg@ssau.ru
- Ю. В. Комисар** инженер-конструктор научно-образовательного центра газодинамических исследований; Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва; komisar.yuv@ssau.ru

Приведены результаты исследования характеристик течения жидкого топлива в центробежных форсунках малоразмерных газотурбинных двигателей (ГТД) с диаметрами сопла 0,4–0,6 мм при различных режимных и конструктивных параметрах. Исследование проводилось с помощью экспериментальных методов, полуэмпирических выражений и методов вычислительной гидрогазодинамики CFD. При использовании CFD для моделирования многофазного потока применялся подход Эйлера – метод объёма жидкости (VOF). Получено хорошее согласование экспериментальных и расчётных данных по коэффициенту расхода топлива и углу первичного конуса распыла на выходе из форсунки. Дополнительно приведена оценка применимости полуэмпирических методик для исследуемых вариантов форсунок. В дальнейшем исследуемые характеристики течения (коэффициент расхода форсунки, толщина топливной плёнки и угол первичного конуса распыла) могут быть использованы для определения среднего диаметра капель, необходимого для полного определения граничных условий впрыска топлива при моделировании процессов горения в камерах сгорания малоразмерных ГТД.

Малоразмерный ГТД; камера сгорания; течение топлива в форсунке; метод объёма жидкости; угол первичного конуса распыла; коэффициент расхода форсунки; толщина топливной плёнки

Цитирование: Гураков Н.И., Зубрилин И.А., Эрнандэс Моралес М., Якушкин Д.В., Диденко А.А., Матвеев С.Г., Комисар Ю.В. Расчёт характеристик течения жидкого топлива при его подаче через центробежные форсунки малоразмерных газотурбинных двигателей // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2021. Т. 20, № 2. С. 19-35. DOI: 10.18287/2541-7533-2021-20-2-19-35

Введение

Подготовка топливоздушная смеси является одним из важнейших этапов организации рабочего процесса в камере сгорания (КС), поскольку влияет на такие её характеристики как полнота сгорания топлива, стабильность горения и эмиссия вредных веществ [1 – 6]. Наиболее распространённым типом форсунок, используемых для распыливания жидкого топлива в КС малоразмерных газотурбинных двигателей, являются центробежные топливные форсунки (ЦБТФ) [2].

Основным параметром, характеризующим качество процесса распыливания, является мелкость капель в факеле, которую принято оценивать средним по Заутеру диаметром капель (D_{32}). В свою очередь, средний диаметр образующихся капель зависит от следующих характеристик течения топлива: расходная характеристика форсунки (оценивается с помощью коэффициента расхода μ_L), угол первичного конуса распыла ($\alpha_{кр}$, град.) и толщина топливной плёнки ($t_{пл}$, мкм) [1 – 6].

Данные характеристики распыла можно получить экспериментально. При этом для проведения экспериментальных исследований необходимо наличие дорогостоящего стендового оборудования, измерительных систем и готовый образец центробежной форсунки, что связано с существенными материальными затратами. Поэтому на стадии проектирования форсунок рациональным является использование расчётных методов, основными из которых являются полуэмпирические соотношения и методы моделирования двухфазных потоков в трёхмерной постановке.

Теоретический анализ и полуэмпирические методики расчёта характеристик течения и распыла основаны, как правило, на использовании геометрической характеристики форсунки, которая обычно определяется как [5; 6]:

$$A = \frac{Rr_c\pi}{nf_{ex}} \sin \beta_k, \tag{1}$$

где A – геометрическая характеристика форсунки; R – плечо закручивания, м; r_c – радиус сопла форсунки, м; n – число входных каналов в камеру закручивания; f_{ex} – площадь одного входного канала, м²; β_k – угол наклона оси входного канала к оси форсунки, град (рис. 1).

Примеры использования характеристики A приведены в работах [3; 7].

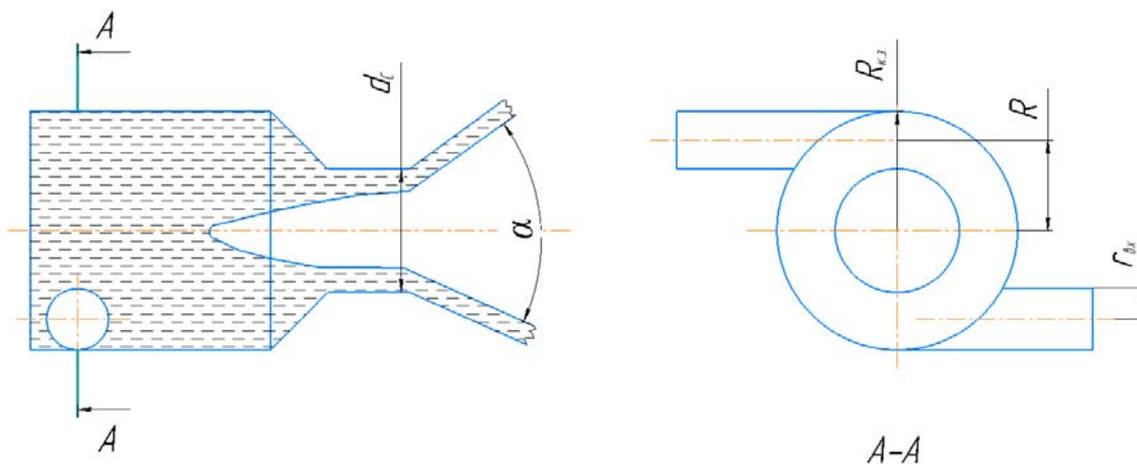


Рис. 1. Схема одноступенчатой центробежной форсунки

Разработанные на данный момент полуэмпирические методики, позволяют получить основные характеристики распыла ЦБТФ с удовлетворительной точностью. Однако применимость этих методик ограничена лишь отдельными конструктивными исполнениями форсунок, кроме того, не учитывают особенности переходных режимов распыла, например, при малых перепадах давления [4 – 6].

В работах [8; 9] показано, что современные методы CFD позволяют получить необходимые характеристики распыла ЦБТФ, но требуют дальнейшей валидации для широкого диапазона конструкций ЦБТФ и режимных параметров их работы.

На данный момент разработано несколько методик CFD, в которых рассматриваются в основном струйные форсунки [10 – 12]. В работе [13] предложена методика расчёта центробежной форсунки, позволяющая с помощью численных методов определить угол первичного конуса и скорость жидкости, по которым в дальнейшем определяется функция плотности вероятности для распределения капель по диаметрам. Однако в заключении автор отмечает, что необходимо провести многочисленные экспериментально-расчётные исследования для валидации предложенной модели.

Целью данной работы является разработка и валидация методики определения коэффициента расхода, угла первичного конуса распыла топлива и толщины топливной плёнки ЦБТФ малоразмерных ГТД на основе численных методов моделирования двухфазных потоков.

Для достижения цели в данной работе проведено расчётно-экспериментальное исследование зависимостей характеристик течения топлива в форсунке от её геометрических и режимных параметров. Расчёты характеристик проведены с использованием полуэмпирических методик и методов численного моделирования двухфазных потоков на основе метода объёма жидкости в программном комплексе ANSYS Fluent 18.2.

Объекты исследования

Объектами исследования являются центробежные форсунки, спроектированные и изготовленные в Самарском университете – форсунка №1 (рис. 2), и форсунки «улиточного» типа – форсунка №2 (рис. 3), подробно описанные в работе [7].

В качестве рабочего тела применялся авиационный керосин ТС-1 для форсунки №1 и Jet A для форсунки №2. Топливо подаётся в форсунку под давлением $\Delta p_T = p_T - p_K$, где p_T – давление топлива перед форсункой; p_K – давление в камере, куда впрыскивается топливо. В обоих случаях распыливание топлива осуществлялось при нормальных атмосферных условиях.

Форсунка №1 состоит из корпуса, пружины 1, шнека 2 с тремя тангенциальными каналами, направленными под углом 65° к оси форсунки и сопла 3. Каналы шнека вместе с конической полостью сопла служат для закрутки потока жидкости. Через каналы шнека жидкость попадает в камеру закручивания с входным диаметром $d_{к.з.} = 2,6$ мм. Из камеры закручивания жидкость попадает в сопло форсунки. В работе рассмотрено два варианта сопла форсунки с диаметрами, равными $d_c = 0,4$ мм и $d_c = 0,5$ мм, которые характерны для форсунок, используемых в малоразмерных газотурбинных авиационных двигателях. При этом соотношение длины сопла l_c к диаметру составляло $l_c/d_c = 2$. Были проведены экспериментальные исследования по определению μ_L и $\alpha_{кр}$ при $\Delta p_T = 25...1000$ кПа.

Форсунка №2 состоит из корпуса, камеры закручивания, трёх входных каналов, направленных под прямым углом к оси форсунки и сопла. В данной работе использо-

ваны сопла с $d_c = 0,4$ мм, для которого отношение l_c/d_c изменялось от 0,25 до 2,5 и с $d_c = 0,6$ мм, для которого отношение l_c/d_c изменялось от 5 до 8,33.

Подробное геометрическое описание форсунки №2 с различными конфигурациями сопел представлено в работе [7].

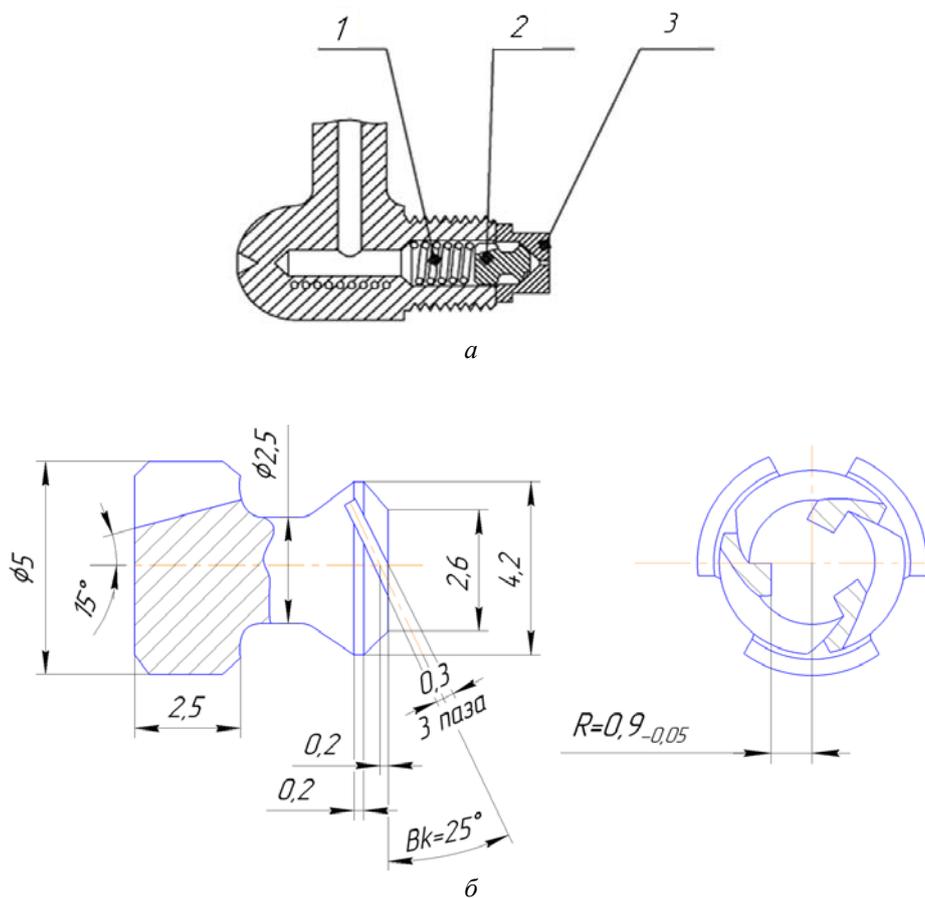


Рис. 2. Схема центробежной форсунки, разработанной в Самарском университете (форсунка №1): а – схема форсунки: 1 – пружина; 2 – шнек; 3 – сопло; б – шнек форсунки

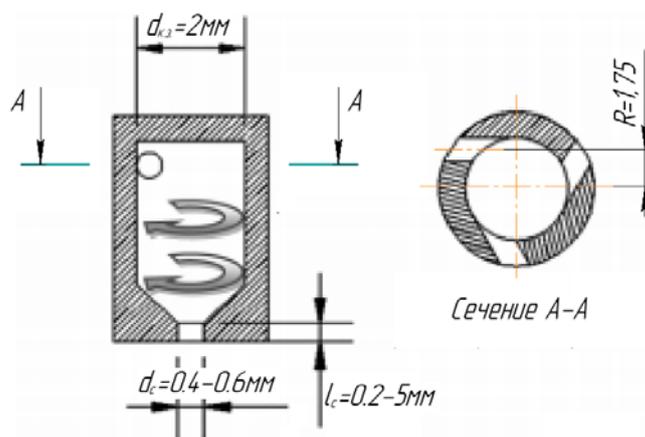


Рис. 3. Схема центробежной форсунки №2

Полуэмпирические методы определения характеристик ЦБТФ

Для определения характеристик распыла жидкости в данной работе рассмотрено несколько полуэмпирических методик, которые отличаются учётом различных факторов, влияющих на течение жидкости в каналах форсунки и формирование первичного конуса распыла. Рассматривались три полуэмпирические методики: методика А. Лефевра [1], методика Г.Н. Абрамовича [6], основанная на принципе максимального расхода для идеальной жидкости, впоследствии развитая в работах Ю.Ф. Дитякина [5] и А.А. Диденко [4] и методика С. Взя [7], особенностью которой является учёт длины сопла форсунки.

Расходную характеристику ЦБТФ принято оценивать через коэффициент расхода жидкости μ_L . Для определения коэффициента расхода форсунки в работе А. Лефевра [1] предложена следующая формула:

$$\mu_L = 0,35 \left(\frac{f_{ax}}{d_{к.з.} d_c} \right)^{0,5} \left(\frac{d_{к.з.}}{d_c} \right)^{0,25}. \quad (2)$$

Данное выражение не учитывает в явном виде деформацию входной струи, а также гидравлические потери давления во входных каналах, в сопле форсунки и в камере закручивания. Эти факторы, а также влияние коэффициента заполнения сопла форсунки

$\varphi_c = 1 - \frac{(r_c - t_{на})^2}{r_c^2}$, позволяют учесть выражение из работы [5], согласно которому:

$$\mu_L = \frac{1}{\sqrt{\frac{A_3^2}{1 - \varphi_c} + \frac{1}{\varphi_c^2} + \Delta s}}, \quad (3)$$

где A_3 – эквивалентная геометрическая характеристика, которая отличается от обычной геометрической характеристики A учётом трения. Определение эквивалентной геометрической характеристики и связанного с ней коэффициента заполнения сопла форсунки φ_c можно произвести по методике, представленной в [5]. Данная методика основана на принципе максимального расхода для идеальной жидкости, предложенного Г.Н. Абрамовичем [6]. Суммарные гидравлические потери в форсунке складываются из гидравлических потерь во входных каналах, в камере закручивания и в сопле форсунки. Соответствующий коэффициент гидравлических потерь Δs определялся по методике, представленной в работах [4; 5].

Для определения угла распыла α в работе [1] предложена формула:

$$\sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{\frac{\pi}{2} \mu_L}{K(1 + \sqrt{1 - \varphi_c})}, \quad (4)$$

где $K = \frac{f_{ax}}{d_{к.з.} d_c}$ – константа, определяемая геометрией форсунки. Похожее соотношение получено авторами [5]:

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{2\mu_L A_3}{(1 + \sqrt{1 - \varphi_c})^2 - 4\mu_L^2 A_3^2} \quad (5)$$

Каждое из этих соотношений включает коэффициент расхода, геометрические параметры форсунки и коэффициент заполнения сопла. В работе [4] для расчёта угла распыла используется соотношение:

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{2\mu_L A_3}{C^2 (1 + \sqrt{1 - \varphi_c})^2 - 4\mu_L^2 A_3^2}, \quad (6)$$

где C – константа, учитывающая коэффициент трения и гидравлические потери в сопле [4]. Таким образом, данное соотношение позволяет учесть режимные параметры, а также гидравлические потери в элементах форсунки.

Ещё одно соотношение для определения угла первичного конуса распыла предложено в работе [7]:

$$\operatorname{tg}\left(\frac{\alpha}{2}\right) = \frac{\frac{\pi}{2} \varphi_c}{K (1 + \sqrt{1 - \varphi_c})}. \quad (7)$$

Одной из характеристик, в значительной степени влияющей на средний диаметр капель, является толщина топливной плёнки жидкости. Толщина топливной плёнки по методике [1] определяется как

$$t_{пл} = 2,7 \left[\frac{d_c G_{ж} \mu_{ж}}{(\Delta p_T \rho_{ж})^{0,5}} \right], \quad (8)$$

где Δp_T – перепад давления на форсунке; $G_{ж}$ – расход жидкости; $\rho_{ж}$ – плотность жидкости; $\mu_{ж}$ – коэффициент динамической вязкости жидкости.

В работе [4] толщина плёнки $t_{пл}$ рассчитывается с учётом гидравлических потерь в элементах форсунки. В данной работе авторами проведено исследование зависимостей характеристик течения через топливные форсунки от конструктивных и режимных параметров и их влияние на средний диаметр капель D_{32} . Из анализа полученных зависимостей показано, что толщина топливной плёнки $t_{пл}$ наиболее адекватно определяется как

$$t_{пл} = r_c \cdot \frac{1 - \left[1 - \frac{\mu_L}{w_{омн}} \cos^2\left(\frac{\alpha}{2}\right) \right]^{0,5}}{\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)}. \quad (9)$$

В данной формуле значение толщины топливной плёнки зависит от коэффициента расхода, угла конуса распыла, размера сопла и относительной скорости потока жид-

кости на срезе сопла ($w_{отн}$), которая учитывает потери из-за трения и неравномерного распределения скорости по толщине жидкой плёнки [17]. Выражение для определения относительной скорости представлено в [6].

Ещё одно соотношение, учитывающее длину сопла, предложено в работе [7]:

$$t_{пл} = \left(1,44 \left(\frac{G_{жс} \mu_L}{\rho_{жс} \Delta p_{жс} d_c^3} \right)^{0,25} \left(\frac{l_c}{d_c} \right)^{0,6} \right) d_c. \quad (10)$$

Так как приведённые выше методики имеют ряд ограничений, необходимо провести оценку целесообразности их использования для расчёта характеристик течения топлива применительно к ЦБТФ малоразмерных ГТД.

Численное моделирование течения топлива в форсунке и формирование первичного конического факела методом объёма жидкости (VOF)

Для моделирования течения жидкости в форсунке с помощью CFD обычно используют подход Эйлера. При моделировании многофазных течений подход Эйлера применяется в случае, когда основным исследуемым процессом является деформация поверхности раздела фаз [14]. Одним из наиболее распространённых в литературе Эйлеровских подходов является метод объёма жидкости (Volume of fluid, VOF) [15]. В методе VOF в качестве функции, определяющей двухфазное течение, используется объёмная доля жидкости в ячейке C . При $C = 0$ ячейка заполнена газообразной фазой (например, воздухом), при $C = 1$ ячейка заполнена жидкой фазой (например, керосином). Границу раздела двух сред из этой функции определяют при значении $C = 0,5$ [13].

При использовании данного метода необходимо учитывать, что размерность сетки должна быть сопоставима с размером искомых объёмов вторичной фазы (в данном случае жидкости – керосина) и кривизны её поверхности, например для толщины топливной плёнки это 50...200 мкм. На рис. 4 представлены результаты использования грубой расчётной сетки (рис. 4, а). В то же время, при начальном разрешении сетки порядка 50 мкм, общее количество элементов расчётной области может достигать до 100 – 200 млн. ячеек, что ограничивает применение данного метода в инженерной практике из-за высокой ресурсоёмкости задачи. Поэтому целесообразно использовать функцию динамической локальной адаптации сеточной модели, которая позволяет локально измельчать элементы сетки в месте градиента объёмной доли жидкости, как показано на рис. 4, б.

Кроме этого необходимо учитывать, что при использовании данной модели необходимо соблюдать требование по числу Куранта ($C < 1$) [16], которое означает, что шаг по времени не должен превышать пространственный шаг.

В данной работе использован метод VOF для получения μ_L , $\alpha_{кр}$ и $t_{пл}$. В работе также использована одна из распространённых моделей турбулентности k-omega SST. Данная модель сочетает в себе преимущества моделей k-epsilon и k-omega, то есть в пристеночном слое характеристики потока рассчитываются с помощью модели k-omega, а в остальной части потока расчёт характеристик турбулентности производится с использованием модели k-epsilon [13].

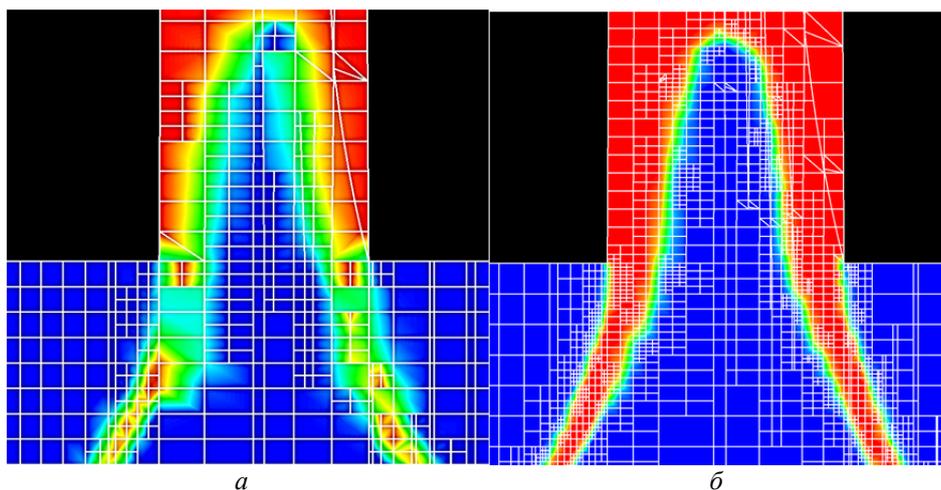


Рис. 4. Моделирование образования топливной плёнки в сопле:
 а – без функции локальной адаптации сеточной модели (метод Compressive);
 б – с функцией адаптации сеточной модели (метод Geo-Reconstruct)

На основании вышеизложенных моделей и подходов [18] сформирован алгоритм расчёта μ_L , $\alpha_{кр}$ и $t_{пл}$, который разбит на несколько этапов для снижения временных затрат на расчёты.

Порядок расчёта в данной работе следующий. Вначале проводится расчёт в неявной постановке относительно объёмной доли жидкости (объёмная доля жидкости считается исходя из параметров потока на текущем временном шаге) с использованием схемы пространственной дискретизации Compressive [16], поскольку она обладает наибольшей устойчивостью, а также допускает использование большего, чем при других схемах, временного шага при соизмеримом числе Куранта. Расчёт по данной схеме ведётся до обеспечения баланса массы топлива между входом в расчётную область и выходом из неё. Далее используется более точная схема пространственной дискретизации Geo-Reconstruct [11]. Сходимость расчёта отслеживается по углу первичного конуса распыла. Затем используется функция градиентной адаптации расчётной сетки с целью измельчения элементов в области границы раздела фаз. Сходимость расчёта определяется по толщине плёнки жидкости в контрольных сечениях (как правило на выходе из сопла форсунки).

Данные экспериментального исследования характеристик течения в ЦБТФ (форсунка №1 и форсунка №2), а также результаты численного моделирования в трёхмерной постановке методом объёма жидкости (VOF) и с помощью полуэмпирических методик представлены на рис. 5 – 11.

Коэффициент расхода (μ_L). На рис. 5 отражены результаты расчётно-экспериментального исследования зависимости коэффициента расхода (μ_L) от перепада давления (Δp_T) для форсунки №1. Экспериментальная часть работы выполнена на стендовом оборудовании научно-образовательного центра газодинамических исследований Самарского университета. Показано, что с увеличением диаметра сопла форсунки коэффициент расхода уменьшается, что в целом адекватно отражается полуэмпирическими методиками А. Лефевра (формула 1) и А.А. Диденко (формула 2), а также численными расчётами (CFD). При этом экспериментально установлено, что влияние режимных параметров становится существенным при $\Delta p_T < 300$ кПа, где с уменьшением перепада давления μ_L растёт. Эта зависимость качественно отражается при расчётах по методике А.А. Диденко (формула 2) и с удовлетворительной точностью (погрешность менее 10%) при использовании CFD. В формуле А. Лефевра (1) используются

только геометрические характеристики форсунки, поэтому полученные по этой методике результаты не зависят от Δp_T , что ограничивает применение подобных соотношений в широком диапазоне режимных параметров ЦБТФ.

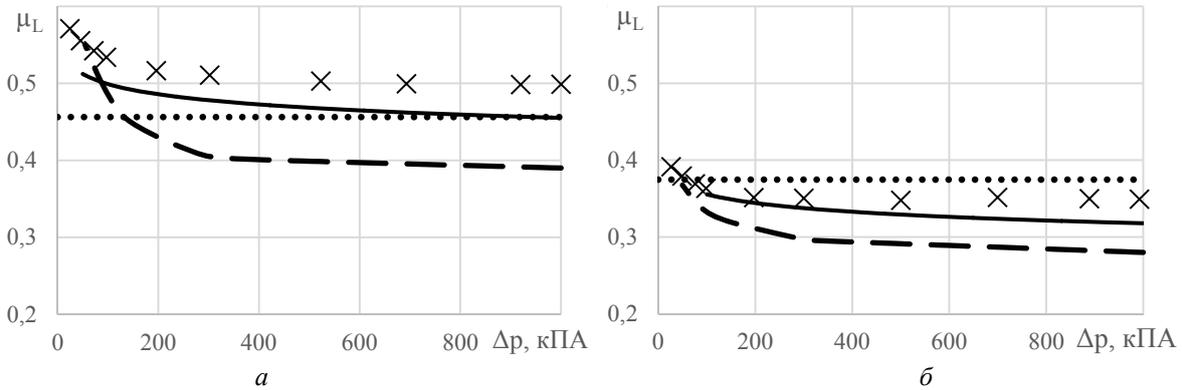


Рис. 5. Зависимости коэффициента расхода от перепада давления топлива на форсунке №1:
 $a - d_c = 0,4 \text{ мм}$; $b - d_c = 0,5 \text{ мм}$.
 эксперимент; Лефевр [1]; - - - Диденко [4]; — CFD

На рис. 6 приведены зависимости значений коэффициента расхода от относительной длины сопла форсунки №2 для двух режимов по перепаду давления $\Delta p_T = 800 \text{ кПа}$ и $\Delta p_T = 1000 \text{ кПа}$. Опытные данные взяты из работы [7]. Как было показано выше (рис. 5) влияние режимного фактора становится существенным при $\Delta p_T < 300 \text{ кПа}$, этот вывод косвенно подтвердился и при исследовании форсунки №2 при $\Delta p_T \geq 800 \text{ кПа}$, в результате которого показано, что значения коэффициентов расхода практически совпадают для обоих режимов. Из графиков видно, что результаты CFD по большей части количественно совпадают с экспериментальными данными, за исключением двух крайних точек ($l_c/d_c = 2,5$ и 5), где расхождение данных достигает 15...18%. Последнее также может быть связано с погрешностью эксперимента. Полуэмпирические методики А. Лефевра и А.А. Диденко дают существенно более заниженные значения коэффициента расхода. Данное расхождение может быть объяснено отсутствием в представленных соотношениях (1) и (2) параметров, учитывающих длину сопла форсунки, а также ограниченностью применимости данных полуэмпирических методик в широком диапазоне по перепаду давления топлива на ЦБТФ.

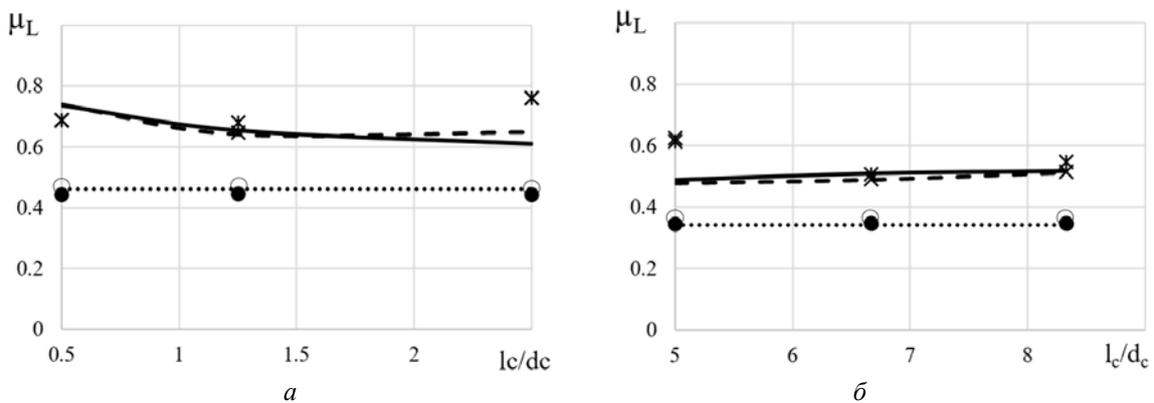


Рис. 6. Зависимости коэффициента расхода от перепада давления топлива на форсунке №2:
 $a - d_c = 0,4 \text{ мм}$; $b - d_c = 0,6 \text{ мм}$.
 — 1000 кПа CFD; ✕ 1000 кПа Эксп.; ● 1000 кПа Диденко [4];
 — 800 кПа CFD; ✕ 800 кПа Эксп.; ○ 800 кПа Диденко [4]; Лефевр [1]

Угол первичного конуса распыла ($\alpha_{кр}$, град). На рис. 7 продемонстрирована визуализация конуса распыла на форсунке №2, полученная с использованием численного моделирования течения топлива методом VOF.

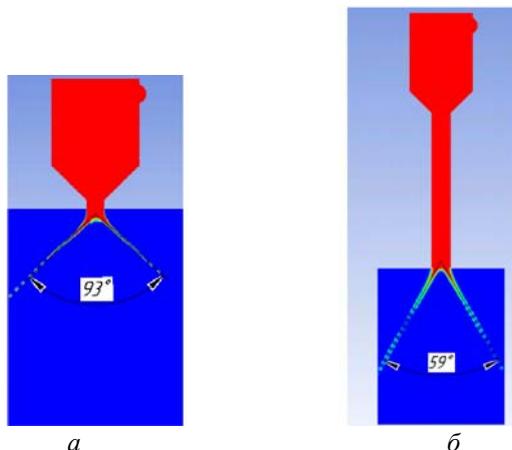


Рис. 7. Конус первичного распыла форсунки №2 [7] при перепаде давления 1000 кПа:
 $a - l_c/d_c = 0,5$; $b - l_c/d_c = 8,33$

Из представленных картин течения видно, что с увеличением длины сопла от 0,5 до 8 калибров угол первичного конуса распыла значительно уменьшается, а толщина топливной плёнки на срезе сопла увеличивается. Стоит отметить, что воздушный вихрь внутри сопла форсунки для представленных конфигураций форсунок не образуется. Этот факт может оказаться критичным при использовании полуэмпирических методик [1; 4 – 7], в которых принято, что воздушный вихрь всегда присутствует в сопле.

На рис. 8 приведены зависимости угла первичного конуса распыла от относительной длины сопла форсунки №2, которые были получены с помощью полуэмпирических методик по формулам (4), (6) и (7), а также в результате численного расчёта (CFD). Результаты экспериментов авторы работы [7] не представили. Для форсунки с $d_c = 0,6$ мм, несмотря на увеличенную длину сопла, расчёты по всем представленным методикам совпадают с удовлетворительной точностью. В то же время для форсунки с $d_c = 0,4$ мм и стандартной длиной сопла хорошо согласуются результаты, полученные по методике С. Вэй [7] и CFD, а формулы А. Лефевра (4) и А.А. Диденко (6) дают существенно заниженные углы первичного конуса распыла.

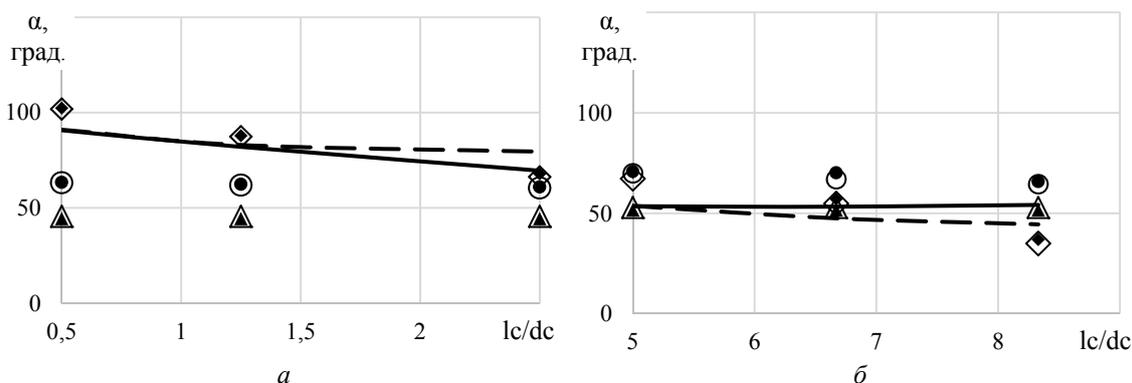


Рис. 8. Сравнение расчётных данных по углу первичного конуса распыла (форсунка №2):
 $a - d_c = 0,4$ мм; $b - d_c = 0,6$ мм.
 --- 1000 кПа CFD; ▲ 1000 кПа Лефевр [1]; ● 1000 кПа Диденко [4]; ◆ 1000 кПа Вэй [7];
 — 800 кПа CFD; ▲ 800 кПа Лефевр [1]; ○ 800 кПа Диденко [4]; ◇ 800 кПа Вэй [7]

Результаты расчётно-экспериментального исследования зависимости угла первичного конуса распыла от перепада давления Δp_T для форсунки №1 представлены на рис. 9. Показано, что существенное влияние режимного фактора, как и для коэффициента расхода μ_L (см. рис. 5), наблюдается при $\Delta p_T < 300$ кПа. В диапазоне $\Delta p_T = 300 \dots 1000$ кПа при увеличении перепада давления угол первичного конуса распыла увеличивается менее значительно.

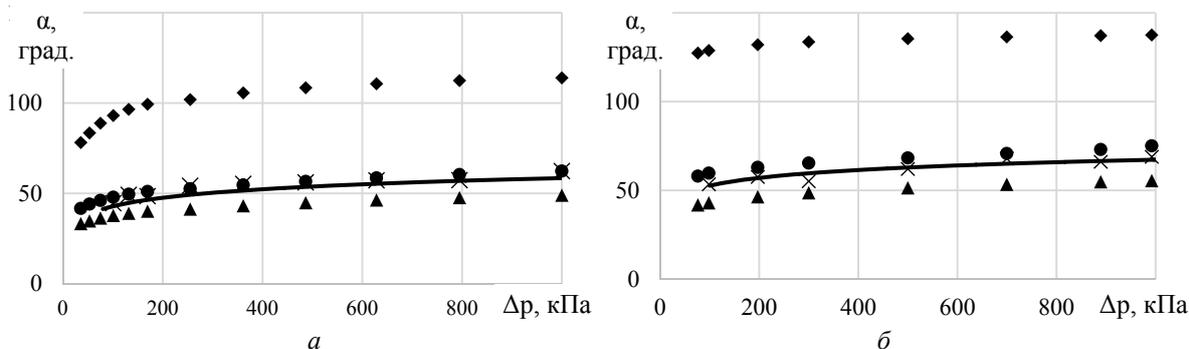


Рис. 9. Сравнение расчётных и экспериментальных данных по углу первичного конуса распыла (форсунка №1): а – $d_c = 0,4$ мм; б – $d_c = 0,5$ мм.

× Эксперимент; ▲ Лефевр [1]; ● Диденко [4]; ◆ Вэй [7]; — CFD

Из анализа полученных данных следует, что методика С. Вэй даёт существенно завышенные значения угла первичного конуса распыла. Методика А. Лефевра, наоборот, даёт заниженные значения (расхождение около 20%), тогда как методика А.А. Диденко и результаты моделирования в трёхмерной постановке (CFD) дают хорошее согласование с данными эксперимента и расхождение составляет менее 10%. Также из анализа графических зависимостей видно, что предложенная методика определения угла первичного конуса распыла с использованием CFD даёт хорошую прогностическую способность для центробежных форсунок в широком диапазоне как режимных, так и конструктивных параметров.

Толщина топливной плёнки ($t_{пл}$, мкм). На рис. 10, 11 приведено сопоставление расчётных значений толщины топливной плёнки для вариантов форсунок №1 и №2 соответственно на основе представленных выше полуэмпирических соотношений и CFD. На этих графиках не приведено сравнение по толщине топливной плёнки керосина на выходе из сопла с экспериментальными данными, поскольку известные и опубликованные исследования были проведены для форсунок с соплами значительно большего размера ($d_c \geq 1$ мм), чем форсунки, рассматриваемые в данной работе. Например, в работе [19] представлены результаты экспериментов для центробежных форсунок с диаметром сопла больше 1 мм, при этом в качестве рабочего тела использовалась вода. Для керосина известны исследования [20] ЦБТФ с соплами, имеющими диаметр $d_c \geq 5$ мм. Поэтому провести прямое сопоставление результатов расчётов толщины топливной плёнки $t_{пл}$ при использовании керосина с экспериментальными данными для форсунок с диаметром сопла $d_c \leq 0,6$ мм в настоящее время не представляется возможным.

Вместе с тем, косвенную оценку достоверности применяемых расчётных моделей можно сделать на основе выводов, полученных в работах [4; 5], из которых следует, что коэффициент заполнения сопла φ_c для идеальной жидкости связан с коэффициентом расхода следующим образом:

$$\mu_L = \sqrt{\frac{\varphi_c^3}{2 - \varphi_c}} \quad (11)$$

Так как толщина топливной плёнки, как было показано выше, напрямую определяется коэффициентом заполнения сопла, то из соотношения (11) следует, что $t_{пл}$ будет также напрямую связана и с коэффициентом расхода жидкости μ_L . Как было показано выше, предлагаемая в данной работе методика численного моделирования картины течения в ЦБТФ в трёхмерной постановке методом объёма жидкости (VOF) с высокой степенью достоверности определяет коэффициент расхода форсунки, следовательно и для расчёта толщины топливной плёнки этот метод должен давать приемлемые для прогностической оценки результаты.

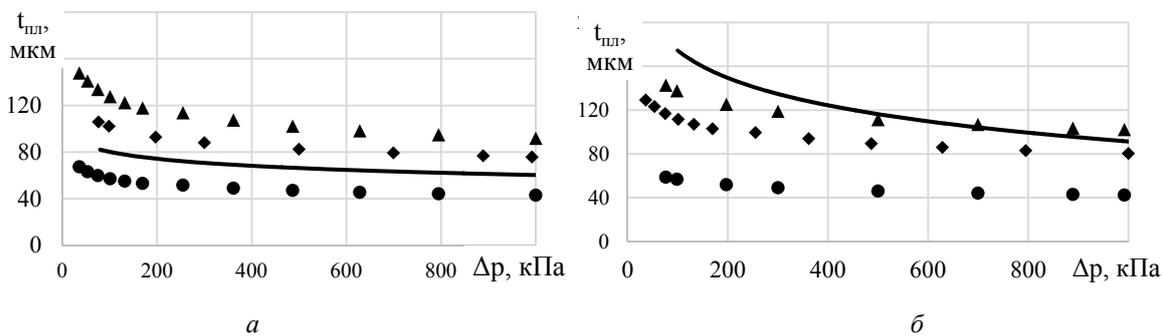


Рис. 10. Сравнение расчётных значений толщины топливной плёнки на срезе сопла (форсунка №1):
 $a - d_c = 0,4 \text{ мм}; б - d_c = 0,5 \text{ мм}.$
 ▲ Лефевр [1]; ● Диденко [4]; ◆ Вэй [7]; — CFD

Анализируя зависимости на рис. 10, можно сказать, что все представленные методики качественно одинаковым образом отражают влияние диаметра сопла d_c и перепада давления Δp_T на толщину топливной плёнки, но сильно расходятся количественно. При этом разница по толщине плёнки между форсунками с диаметрами сопла 0,4 мм и 0,5 мм, полученная в CFD, более существенная, чем при использовании полуэмпирических методик. При диаметре сопла 0,4 мм результаты CFD расчёта лучше согласуются с формулами А.А. Диденко (9) и С. Вэй (10), тогда как при диаметре сопла 0,5 мм согласование лучше с формулой А. Лефевра (8).

Для форсунки №2 [7] (рис. 11) представлены данные расчётов при $\Delta p_T = 800$ и 1000 кПа. Выше было показано, что в этом диапазоне перепад давления на форсунке не оказывает существенного влияния на исследуемые характеристики, поэтому для обоих режимов результаты расчётов практически совпадают. Как и для форсунки №1 (рис. 10), для форсунки №2 при диаметре сопла 0,4 мм ($l_c/d_c = 0,5 \dots 2,5$) результаты расчётов методами CFD наилучшим образом согласуются с формулами А.А. Диденко (9) и С. Вэй (10). Для форсунки с диаметром сопла 0,6 мм ($l_c/d_c = 5 \dots 8,3$) метод CFD имеет наименьшее расхождение с полуэмпирическим соотношением С. Вэй (10). По форсунке №2 этот результат был прогнозируем, так как экспериментальные характеристики данной форсунки и соответствующие полуэмпирические соотношения были получены в рамках одной работы [7].

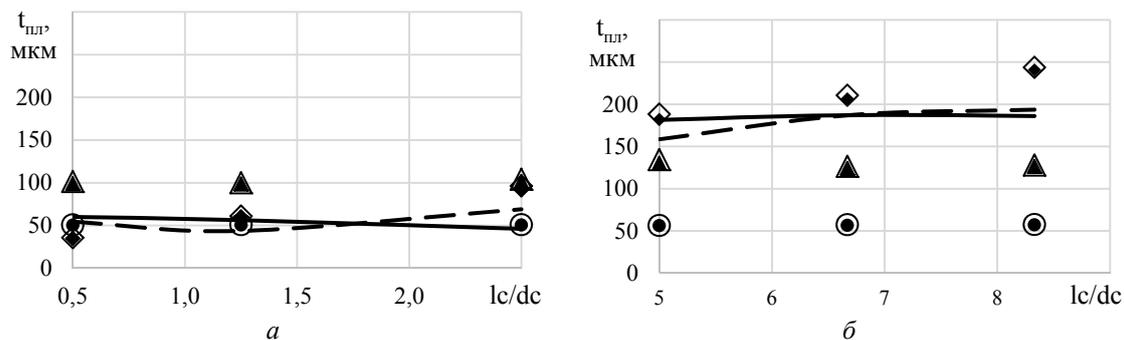


Рис. 11. Сравнение расчётных значений толщины топливной плёнки на срезе сопла (форсунка №2):

$a - d_c = 0,4 \text{ мм}$; $b - d_c = 0,6 \text{ мм}$.

— — 1000 кПа CFD; ▲ 1000 кПа Лефевр [1]; ● 1000 кПа Диденко [4]; ◆ 1000 кПа Вэй [7];
 — — 800 кПа CFD; △ 800 кПа Лефевр [1]; ○ 800 кПа Диденко [4]; ◇ 800 кПа Вэй [7]

Таким образом, представленные на рис. 10, 11 результаты расчётного исследования, и последующий их анализ показали, что предварительно (без прямой экспериментальной проверки) можно подтвердить удовлетворительный уровень достоверности расчёта толщины топливной плёнки предложенными методами CFD. Полуэмпирические методики для этого случая применимы только для тех геометрических характеристик ЦБТФ, для которых эти соотношения были получены.

Заключение

Проведено исследование характеристик течения жидкого топлива через ЦБТФ малоразмерных авиационных ГТД как с помощью экспериментальных методов, так и с использованием расчётных моделей: CFD и полуэмпирических методик. Результаты работы позволяют сделать следующие выводы:

– для коэффициента расхода μ_L и угла первичного конуса распыла $\alpha_{кр}$ получено, что расхождение между результатами CFD и экспериментальными данными не превышает 10% вне зависимости от конфигураций, геометрических размеров и режима работы ЦБТФ малоразмерных ГТД, тогда как полуэмпирические методики показывают расхождение с экспериментальными данными в пределах 20% и выше, кроме того, точность расчётов определяется применимостью тех или иных соотношений к конкретным типам форсунок, их геометрическим размерам и режимам работы по расходу топлива или перепаду давления на форсунке;

– для толщины топливной плёнки $t_{пл}$ в условиях отсутствия необходимых экспериментальных данных предварительно можно сделать заключение о применимости используемого в данной работе метода CFD для оценки данной характеристики форсунки с целью последующего использования данного параметра для расчёта среднего по Заутеру диаметра капель D_{32} .

Таким образом, предложенная методика расчёта течения жидкости через ЦБТФ CFD даёт хорошую прогностическую способность для указанных характеристик центробежных форсунок в широком диапазоне как режимных, так и конструктивных параметров, что может быть использовано на этапе проектирования форсунок для авиационных камер сгорания.

Исследование выполнено за счёт гранта Российского научного фонда № 21-19-00876, <https://rscf.ru/project/21-19-00876/>

Библиографический список

1. Lefebvre A.H. *Atomization and Sprays*. New York: Hemisphere, 1989. 434 p.
2. Ланский А.М., Лукачѳв С.В., Матвеев С.Г. Рабочий процесс камер сгорания малоразмерных ГТД. Самара: СНЦ РАН, 2009. 334 с.
3. Rink K.K., Lefebvre A.H. The influences of fuel composition and spray characteristics on nitric oxide formation // *Combustion Science and Technology*. 1989. V. 68, Iss. 1-3. P. 1-14. DOI: 10.1080/00102208908924066
4. Диденко А.А. Исследование качества распыливания топлива и его влияния на характеристики камер сгорания малоразмерных ГТД. Дис. ... канд. техн. наук. Самара, 1996. 267 с.
5. Дитякин Ю.Ф., Клячко Л.А., Новиков Б.В., Ягодкин В.И. Распыливание жидкостей. М.: Машиностроение, 1977. 207 с.
6. Абрамович Г.Н. Теория турбулентных струй. М.: Наука, 1984. 716 с.
7. Xiao W., Huang Y. Improved semiempirical correlation to predict sauter mean diameter for pressure-swirl atomizers // *Journal of Propulsion and Power*. 2014. V. 30, Iss. 6. P. 1628-1635. DOI: 10.2514/1.B35238
8. Bade K.M., Kalata W., Schick R.J. Experimental and computational study of a spray at multiple injection angles // *Proceedings of the 22nd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems* (May, 2010, Cincinnati, Ohio)
9. Inoue C., Shimizu A., Watanabe T., Himeno T., Uzawa S. Numerical and experimental investigation on spray flux distribution produced by liquid sheet atomization // *Proceedings of the ASME Turbo Expo 2015: Turbine Technical Conference and Exposition* (June, 15-19, 2015, Montreal, Canada). V. 4B. DOI: 10.1115/GT2015-43364
10. Kazimardanov M., Zagitov R. Numerical simulation of kerosene atomization in injector of a gas turbine engine // *AIP Conference Proceedings*. 2019. V. 2125. DOI: 10.1063/1.5117432
11. Куценко Ю.Г. Методы расчѳта и анализа для моделирования процесса распыла жидкого топлива // *Материалы X Международной научно-технической конференции «Процессы горения, теплообмена и экология тепловых двигателей»* (27-28 сентября 2017 г., Самара, Россия). Самара: Самарский университет, 2017. С. 32-33.
12. Verma N., ManojKumar K., Ghosh A. Characteristics of aerosol produced by an internal-mix nozzle and its influence on force, residual stress and surface finish in SQCL grinding // *Journal of Materials Processing Technology*. 2017. V. 240. P. 223-232. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.014
13. Строкач Е.А., Боровик И.Н. Численное моделирование процесса распыливания керосина центробежной форсункой // *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение*. 2016. № 3 (108). С. 37-54. DOI: 10.18698/0236-3941-2016-3-37-54
14. Юн А.А., Крылов Б.А. Расчѳт и моделирование турбулентных течений с теплообменом, смешением, химическими реакциями и двухфазных течений в программном комплексе Fastest-3D. М.: МАИ, 2007. 116 с.
15. Hirt C.W., Nichols B.D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries // *Journal of Computational Physics*. 1981. V. 39, Iss. 1. P. 201-225. DOI: 10.1016/0021-9991(81)90145-5
16. Храбрый А.И., Зайцев Д.К., Смирнов Е.М. Численное моделирование течений со свободной поверхностью на основе метода VOF // *Труды ЦНИИ имени акад. А.Н. Крылова*. 2013. № 78 (362). С. 53-64.
17. Раушенбах Б.В., Белый С.А., Беспалов И.В., Бородачев В.Я., Волынский М.С., Прудников А.Г. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания воздушно-реактивных двигателей. М.: Машиностроение, 1964. 526 с.

18. Gurakov N.I., Zubrilin I.A., Abrashkin V.Y., Hernandez Morales M., Yakushkin D.V., Yastrebov V.V., Kolomzarov O.V., Idrisov D.V. Validation of the VOF method for liquid spray process simulation from a pressure-swirl atomizer // AIP Conference Proceedings. 2020. V. 2304. DOI: 10.1063/5.0033854

19. Halder M.R., Dash S.K., Som S.K. Initiation of air core in a simplex nozzle and the effects of operating and geometrical parameters on its shape and size // Experimental Thermal and Fluid Science. 2002. V. 26, Iss. 8. P. 871-878. DOI: 10.1016/s0894-1777(02)00153-x

20. Rizk N.K., Lefebvre A.H. The influence of liquid film thickness on airblast atomization // Journal of Engineering for Power. 1980. V. 102, Iss. 3. P. 706-710. DOI: 10.1115/1.3230329

CALCULATION OF FLOW CHARACTERISTICS OF LIQUID FUEL SUPPLIED THROUGH PRESSURE JET ATOMIZERS OF SMALL-SIZED GAS TURBINE ENGINES

© 2021

N. I. Gurakov Postgraduate Student of the Department of Thermal Engineering and Thermal Engines;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
nikgurakov@gmail.com

I. A. Zubrilin Candidate of Science (Engineering), Associate Professor of the Department of Thermal Engineering and Thermal Engines;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
zubrilin.ia@ssau.ru

M. Hernandez Morales Postgraduate Student of the Department of Thermal Engineering and Thermal Engines;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
mariohernandezmo_4_2@hotmail.com

D. V. Yakushkin Student;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
yakushkindv@gmail.com

A. A. Didenko Candidate of Science (Engineering), Associate Professor of the Department of Thermal Engineering and Thermal Engines;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
aanm_didenko@rambler.ru

S. G. Matveev Candidate of Science (Engineering), Professor of the Department of Thermal Engineering and Thermal Engines;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
msg@ssau.ru

Yu. V. Komisar Design Engineer of the Department of Aircraft Engine Theory;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
komisar.yuv@ssau.ru

The paper presents the results of studying the flow characteristics of liquid fuel in pressure jet atomizers of small-sized gas turbine engines with nozzle diameters of 0.4-0.6 mm for various operating and design parameters. The study was carried out using experimental measurements, semi-empirical correlations and CFD (computational fluid dynamics) methods. The Euler approach, the volume-of-fluid (VOF) method, was used to model multiphase flows in CFD simulations. Good agreement was obtained between experimental and predicted data on the fuel coefficient and the primary spray cone angle at the nozzle outlet. Besides, the assessment of the applicability of semi-empirical techniques for the nozzle configurations under consideration is given. In the future, the flow characteristics in question (the nozzle flow rate, the fuel film thickness, and the primary spray cone angle) can be used to

determine the mean diameter of the droplets (SMD) required to fully determine the boundary conditions of fuel injection when modeling combustion processes in combustion chambers of small-sized gas turbine engines.

Small-sized gas turbine engine; combustion chamber; atomizer fuel flow; volume-of-fluid method; primary spray cone angle; atomizer flow rate; fuel film thickness

Citation: Gurakov N.I., Zubrilin I.A., Hernandez Morales M., Yakushkin D.V., Didenko A.A., Matveev S.G., Komisar Yu.V. Calculation of flow characteristics of liquid fuel supplied through pressure jet atomizers of small-sized gas turbine engines. *Vestnik of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering*. 2021. V. 20, no. 2. P. 19-35. DOI: 10.18287/2541-7533-2021-20-2-19-35

References

1. Lefebvre A.H. *Atomization and sprays*. New York: Hemisphere, 1989. 434 p.
2. Lanskiy A.M., Lukachev S.V., Matveev S.G. *Rabochiy protsess kamer sgoraniya malorazmernykh GTD* [Operating process of combustion chambers of small-sized gas turbine engines]. Samara: Samarskiy Nauchnyy Tsentr RAN Publ., 2009. 334 p.
3. Rink K.K., Lefebvre A.H. The influences of fuel composition and spray characteristics on nitric oxide formation. *Combustion Science and Technology*. 1989. V. 68, Iss. 1-3. P. 1-14. DOI: 10.1080/00102208908924066
4. Didenko A.A. *Issledovanie kachestva raspylivaniya topliva i ego vliyaniya na kharakteristiki kamer sgoraniya malorazmernykh GTD. Diss. ... kand. tekhn. nauk* [Investigation of the quality of fuel atomization and its influence on the characteristics of combustion chambers of small-size gas turbine engines. Thesis for a Candidate Degree in Engineering]. Samara, 1996. 267 p.
5. Dityakin Yu.F., Klyachko L.A., Novikov B.V., Yagodkin V.I. *Raspylivanie zhidkostey* [Liquid atomization]. Moscow: Mashinostroenie Publ., 1977. 207 p.
6. Abramovich G.N. *Teoriya turbulentykh struy* [Theory of turbulent jets]. Moscow: Nauka Publ., 1984. 716 p.
7. Xiao W., Huang Y. Improved semiempirical correlation to predict sauter mean diameter for pressure-swirl atomizers. *Journal of Propulsion and Power*. 2014. V. 30, Iss. 6. P. 1628-1635. DOI: 10.2514/1.B35238
8. Bade K.M., Kalata W., Schick R.J. Experimental and computational study of a spray at multiple injection angles. *Proceedings of the 22nd Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems (May, 2010, Cincinnati, Ohio)*
9. Inoue C., Shimizu A., Watanabe T., Himeno T., Uzawa S. Numerical and experimental investigation on spray flux distribution produced by liquid sheet atomization. *Proceedings of the ASME Turbo Expo 2015: Turbine Technical Conference and Exposition (June, 15-19, 2015, Montreal, Canada)*. V. 4B. DOI: 10.1115/GT2015-43364
10. Kazimardanov M., Zagitov R. Numerical simulation of kerosene atomization in injector of a gas turbine engine. *AIP Conference Proceedings*. 2019. V. 2125. DOI: 10.1063/1.5117432
11. Kutsenko Yu.G. Metody rascheta i analiza dlya modelirovaniya protsessa raspyla zhidkogo topliva. *Materialy X Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii «Protsessy Goreniya, Teploobmena i Ekologiya Teplovykh Dvigatelye» (September, 27-28, 2017, Samara, Russian Federation)*. Samara: Samara University Publ., 2017. P. 32-33. (In Russ.)
12. Verma N., ManojKumar K., Ghosh A. Characteristics of aerosol produced by an internal-mix nozzle and its influence on force, residual stress and surface finish in SQCL grinding. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017. V. 240. P. 223-232. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.09.014

13. Strokach E.A., Borovik I.N. Numerical simulation of kerosene dispersion process by the centrifugal atomizer. *Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Mechanical Engineering*. 2016. No. 3 (108). P. 37-54. (In Russ.). DOI: 10.18698/0236-3941-2016-3-37-54
14. Yun A.A., Krylov B.A. *Raschet i modelirovanie turbulentnykh techeniy s teploobmenom, smesheniem, khimicheskimi reaktsiyami i dvukhfaznykh techeniy v programmnom komplekse Fastest-3D* [Calculation and modeling of turbulent flows with heat transfer, mixing, chemical reactions and two-phase flows in the Fastest-3D software package]. Moscow: Moscow Aviation Institute Publ., 2007. 116 p.
15. Hirt C.W., Nichols B.D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*. 1981. V. 39, Iss. 1. P. 201-225. DOI: 10.1016/0021-9991(81)90145-5
16. Hrabry A.I., Zaitsev D.K., Smirnov Ye.M. Numerical simulation of currents with free surface based on VOF method. *Transactions of the Krylov State Research Centre*. 2013. No. 78 (362). P. 53-64. (In Russ.)
17. Raushenbakh B.V., Belyy S.A., Bepalov I.V., Borodachev V.Ya., Volynskiy M.S., Prudnikov A.G. *Fizicheskie osnovy rabocheho protsessa v kamerakh sgoraniya vozdušno-reaktivnykh dvigateley* [Basic physics of the operating process in the combustion chambers of air-jet engines]. Moscow: Mashinostroenie Publ., 1964. 526 p.
18. Gurakov N.I., Zubrilin I.A., Abrashkin V.Y., Hernandez Morales M., Yakushkin D.V., Yastrebov V.V., Kolomzarov O.V., Idrisov D.V. Validation of the VOF method for liquid spray process simulation from a pressure-swirl atomizer. *AIP Conference Proceedings*. 2020. V. 2304. DOI: 10.1063/5.0033854
19. Halder M.R., Dash S.K., Som S.K. Initiation of air core in a simplex nozzle and the effects of operating and geometrical parameters on its shape and size. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2002. V. 26, Iss. 8. P. 871-878. DOI: 10.1016/s0894-1777(02)00153-x
20. Rizk N.K., Lefebvre A.H. The influence of liquid film thickness on airblast atomization. *Journal of Engineering for Power*. 1980. V. 102, Iss. 3. P. 706-710. DOI: 10.1115/1.3230329