

С.В. Мингалев, Д.С. Худяков

АО «ОДК-Авиадвигатель», Пермь, Россия

ЧИСЛЕННОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ФОРМЫ И СДВИГА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ КАПЕЛЬ ПО РАЗМЕРАМ В ПНЕВМАТИЧЕСКОЙ ФОРСУНКЕ

Исследуется проблема моделирования распыла топлива в пневматической форсунке методом объема жидкости. Полученные в результате расчетов в двухмерном осесимметричном приближении распределения сгустков топлива по размерам были аппроксимированы трехпараметрическим распределением Вейбулла, которое определяется коэффициентами масштаба, формы и сдвига. Влияние поверхностного натяжения, вязкости, плотности и расхода жидкости на последние два параметра распределения является предметом настоящего исследования. Помимо этого, затронут вопрос о том, как определять коэффициент сдвига: как предел, ниже которого полученное в расчете распределение обращается в ноль, или как один из трех подгоночных параметров, которые перебираются до тех пор, пока не достигнуто минимальное отличие распределения, построенного по результатам расчета, и распределения Вейбулла. Выбор подхода приводит не только к изменению значений параметров распределения Вейбулла, но и к наличию или отсутствию зависимости коэффициента сдвига от параметров жидкости. При этом, если пренебречь чрезвычайно слабым уменьшением коэффициента формы при увеличении поверхностного натяжения, этот параметр распределения Вейбулла почти не зависит от свойств жидкости, причем этот вывод справедлив в случае выбора любого из двух подходов к вычислению коэффициента сдвига.

Ключевые слова: пневматическая форсунка, распыл, метод объема жидкости, численные методы, высокопроизводительные вычисления, ANSYS Fluent, распределение капель по размерам, авиадвигатель, вязкость топлива, расход топлива, плотность топлива.

S.V. Mingalev, D.S. Khudyakov

JSC "UEC-Aviadvigatel", Perm, Russian Federation

NUMERICAL STUDY OF SCALE AND SHAPE PARAMETERS OF DROPLET-SIZE DISTRIBUTION IN AIR-ASSISTED ATOMIZER

The article is devoted to the development of approach to study the atomization in an air-assisted atomizer by the volume-of-fluid method. Received through the simulations in the axisymmetric swirl approximation, the ligament-size distributions were approximated by the translated Weibull distribution, which is determined by the scale, shape and location parameters. The dependences of the latter two parameters on the surface tension, viscosity, density and flow rate of the atomized liquid are a subject of this research. Since the problem hasn't been well studied before, there is no convenient approach to determine the location parameter and as a result, we use two ways to find it. The first one is by changing the parameters of the translated Weibull distribution with aim to fit the ligament-size distribution as best as possible. The second one is by equating the location parameter to the minimal ligament size where the ligament-size distribution is zero. The choice of the approach not only changes values of the parameters, but also leads to appearance or disappearance of the dependence of the location parameter on the properties of the atomized liquid. Nevertheless, if the very weak decrease of the shape parameter on the surface tension is neglected, this parameter of the Weibull distribution doesn't depend on the parameters of the liquid. Moreover, this conclusion is the same for both approach to determine the location parameter.

Keywords: air-assisted atomizer, atomization, high performance calculation, the volume-of-fluid method, numerical analysis, ANSYS Fluent, droplet-size distribution, aircraft engine, fuel viscosity, fuel flow rate, fuel density.

Введение

Статья посвящена исследованию влияния параметров топлива на характеристики распыла топлива в пневматической форсунке с пленкообразующей поверхностью и завихрителями. В форсунках такого типа зависи-

мость среднего заутеровского диаметра капель от расхода топлива изучалась экспериментальными методами в работах [1–6], от толщины пленки топлива – в источнике [5], от диаметра пленкообразующей поверхности, поверхностного натяжения, вязкости и плотности жидкости – в работах [3, 4]. В рамках

этих исследований вопрос о других параметрах распределения капель по размерам не затрагивался. Если, следуя источнику [7], считать, что статистика капель подчиняется распределению Вейбулла (Розина – Раммлера), то почти не изученными характеристиками оказываются коэффициенты формы и сдвига. Первый отвечает за остроту пика и несимметричность плотности функции распределения. Появление второго обусловлено тем, что у экспериментальных функций распределения капель по размерам имеется предельный диаметр, ниже которого они обращаются в ноль. Связано это может быть как с физическими причинами, так и с ограничениями оптических методов, чья чувствительность не позволяет отслеживать капли размером порядка длины волны используемого лазера. Настоящее исследование направлено на то, чтобы численными методами получить информацию о влиянии изменения расхода, поверхностного натяжения, вязкости и плотности топлива на эти два слабо изученных параметра.

Численным методом лагранжевых частиц влияние расхода жидкости на характеристики распыла исследовалось в источнике [8]. Подобный подход не позволяет моделировать распад пленки на капли, что приводит к необходимости его калибровки на основании экспериментальных данных. Чтобы этого избежать, в настоящем исследовании использовался метод объема жидкости, одним из недостатков которого является чрезвычайная требовательность к вычислительным ресурсам. Это привело к тому, что для получения размеров капель в пневматических форсунках его использовали в небольшом количестве исследований [9, 10–12], причем влияние изменения свойств жидкости или газа на распыл в них не исследовалось. Для того чтобы снизить требования к вычислительным ресурсам и провести большое количество расчетов, необходимое для построения зависимостей от различных параметров, задача была рассмотрена в упрощенной постановке. Подход заключался в проведении для исследуемой форсунки с завихрителями и топливными каналами расчета распыла топлива на грубой трехмерной сетке, из которого путем усреднения по азимутальному углу получается зависимость

скорости жидкости и воздуха от радиуса. В дальнейшем эта зависимость задается в качестве граничного условия при расчете в осесимметричной постановке на двухмерной сетке. Схожий подход применялся в статье [13], где было предложено взять поле скоростей из расчета, учитывающего все геометрические особенности форсунки, и задать его в качестве граничного условия при расчете в упрощенной трехмерной постановке, в которой пленка срывается не с цилиндрической, а с плоской пленкообразующей поверхности. В отличие от работы [13], в источнике [14] моделировался распыл топлива в упрощенной постановке на 5-градусном секторе, что позволяет учесть центробежные силы. В этой работе было показано наличие связи между размерами капель, полученными численно в трехмерной постановке на 5-градусном секторе, и размерами сгустков топлива, найденными в осесимметричном приближении при расчете на двухмерной сетке. В последнем случае появляется возможность на имеющихся вычислительных ресурсах проводить не единичные, а серийные расчеты, которые и были проведены в рамках настоящего исследования.

Постановка задачи

Расчеты распыла для разных значений поверхностного натяжения, вязкости, плотности и расхода топлива в осесимметричной постановке проводились для описанной в патенте РФ 2615618¹ форсунки. Значения параметров варьировались относительно тех значений, при которых исследовалась эта форсунка в работе [14], поэтому используемые там значения параметров были приняты в качестве единиц измерения в настоящей работе. Таким образом, были определены безразмерная вязкость жидкости $\eta'_i = \eta_i / \eta_{i0}$, безразмерная плотность $\rho'_i = \rho_i / \rho_{i0}$, безразмерный расход жидкости $Q'_i = Q_i / Q_{i0}$ и безразмерный коэффициент поверхностного натяжения $\sigma'_i = \sigma_i / \sigma_{i0}$.

¹ Топливная форсунка газотурбинного двигателя: пат. 2615618 РФ / Нагорный В.С., Колодяжный Д.Ю., Сипатов А.М., Хрящиков М.С., Семаков Г.Н. Заявл. 05.04.2017. Бюл. № 10.

Значения варьируемых параметров

Номер серии	Q'_i	ρ'_i	η'_i	σ'_i
1	1	1,269	1	0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33
2	1	1	1,994	0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33
3	1	1	0,499	0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33
4	1,41	1	1	0,004; 0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33; 17,22
5	1	1	1	0,004; 0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33; 17,22
6	0,47	1	1	0,004; 0,74; 1; 1,48; 1,85; 2,22; 2,59; 2,96; 3,33; 17,22

Значения этих параметров варьировались в соответствии с табл. 1. Остальные материальные параметры оставались такими же, как и в источнике [14]. Расчет с каждым набором параметров из табл. 1 проводился дважды: на сетках с размером ячейки 12,5 и 6,25 мкм и двукратным их дроблением на границе раздела до 3,125 и 1,5625 мкм соответственно. Также для некоторых значений поверхностного натяжения было проведено исследование на сетке с размером ячейки 3,125 мкм и двукратным дроблением на границе раздела до 0,78 125 мкм. Помимо этого, было выполнено несколько расчетов для экстремально больших и малых значений поверхностного натяжения. Таким образом, было проведено по 52 расчета с разными Q'_i , ρ'_i , η'_i и σ'_i на сетках с минимальным размером ячейки сетки 3,125 и 1,5625 мкм, девять в случае 0,78 125 мкм и шесть для экстремально больших и малых значений поверхностного натяжения на стенках с минимальным размером ячейки сетки 1,5625 мкм.

Геометрия задачи и граничные условия

Расчеты распыла проводились в осесимметричной постановке, показанной на рис. 1. Эта геометрия была получена в результате отсечения содержащей топливные каналы и завихрители части исходной форсунки (рис. 2). На месте отсеченных частей поставлены граничные условия на скорость (см. входы 1, 2 и 3 на рис. 1), зависимость значения которой от радиальной координаты была получена путем усреднения по азимутальному углу скоростей, найденных в трехмерном расчете на грубой сетке (основная сетка – 125 мкм и двукратное дробление на границе раздела) в случае исход-

ной неосесимметричной геометрии (см. рис. 2). Всего было проведено шесть таких предварительных расчетов для разных значений плотности, вязкости и плотности жидкости, изменяющихся в соответствии с табл. 1. Поскольку граничные условия на входе были поставлены на рис. 1 до той координаты, в которой возникает граница раздела фаз, для разных значений поверхностного натяжения расчеты на исходной неосесимметричной геометрии не проводились.

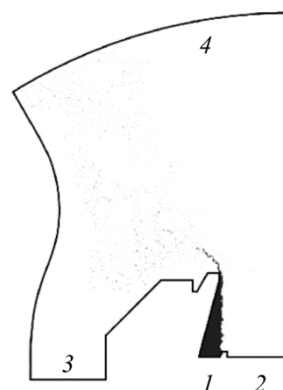


Рис. 1. Геометрия исследуемой задачи с иллюстрацией распада топливной пленки: 1, 2, 3 – условия на скорость на входе, 4 – условие на давление на выходе. Топливо – 1, воздух – 2, 3

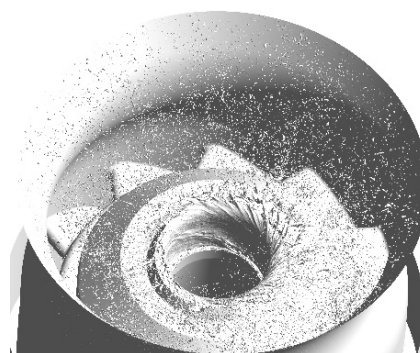


Рис. 2. Исходная неосесимметричная геометрия с иллюстрацией распада топливной пленки

Метод исследования

Распад топливной пленки в форсунке моделировался с помощью коммерческого лицензионного программного обеспечения ANSYS Fluent 18.2. В рамках используемого метода объема жидкости решалась система уравнений

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho \mathbf{v} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\eta (\nabla \mathbf{v} + (\nabla \mathbf{v})^T)] + \mathbf{F},$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \alpha + \nabla \cdot (\alpha \mathbf{v}) = 0, \quad \nabla \cdot \mathbf{v} = 0,$$

где ρ – плотность; \mathbf{v} – скорость; p – давление; η – динамическая вязкость смеси; \mathbf{F} – сила поверхностного натяжения; α – объемная доля жидкости. Вязкость и плотность смеси вычисляются по формулам

$$\rho = \alpha \rho_l + (1 - \alpha) \rho_g,$$

$$\eta = \alpha \eta_l + (1 - \alpha) \eta_g,$$

где индекс l обозначает материальный параметр жидкости, g – газа. Сила поверхностного натяжения вычисляется с помощью модели непрерывных сил:

$$\mathbf{F} = \sigma \frac{2\rho k \nabla \alpha}{\rho_g + \rho_l}, \quad k = \nabla \cdot \mathbf{n}, \quad \mathbf{n} = \frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|},$$

где σ – коэффициент поверхностного натяжения; k – кривизна поверхности раздела фаз; \mathbf{n} – вектор нормали к этой поверхности.

Параметры решателя

При численном решении уравнений для их дискретизации использовалась схема второго порядка (Second Order Upwind), для дискретизации по давлению использовался PREssure STaggering Option (PRESTO). Для согласования полей скоростей и давлений применялся полунявный метод для уравнений со связью по давлению (Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equation – SIMPLE). Градиенты вычислялись с помощью подхода Least Squares Cell-Based Gradient, для реконструкции границы раздела фаз использовался метод PLIC (Piecewise Linear Interface

Calculation) (Geo-Reconstruct в принятых для ANSYS Fluent 18.2 обозначениях). При расчете использовалось двукратное динамическое дробление сетки на границе раздела.

Обработка результатов

Из расчета получается зависимость $q(d_i)$, которая показывает общий объем сгустков жидкости с размером, меньшим d_i , которые прошли через поперечное сечение форсунки за время расчета. Для получения распределения сгустков жидкости по размерам $Q(d_i)$ зависимость $q(d_i)$ делится на общий объем жидкости, прошедший через поперечное сечение:

$$Q(d_i) = \frac{q(d_i)}{q(\infty)}.$$

Затем делается предположение, что $Q(d_i)$ подчиняется распределению Вейбулла:

$$Q(d) = \begin{cases} 1 - e^{-\left(\frac{d-\theta}{\lambda}\right)^k}, & d > \theta; \\ 0, & d < \theta, \end{cases} \quad (1)$$

где λ , θ и k – коэффициенты масштаба, сдвига и формы. После чего определяются эти параметры таким образом, чтобы распределение Вейбулла наилучшим образом аппроксимировало полученное из расчета распределение. Коэффициент сдвига θ измеряется в единицах δ_0 , которые остаются неизменными во всех расчетах и соответствуют характерному размеру сетки.

Коэффициент сдвига

Коэффициент сдвига θ распределения Вейбулла определяет диапазон размеров, в котором отсутствуют капли, что может наблюдаться как в расчетах, так и в экспериментах [7, 15, 16]. В первом случае это связано с разрешающей способностью сетки, а во втором, как правило, с ограниченностью чувствительности оптических методов при исследовании микроскопических объектов. В некоторых случаях ненулевое значение коэффициента сдвига может быть связано и с физическими причинами.

Таблица 2

Значения коэффициентов сдвига θ (в мкм), вычисленные по распределениям в работах [7, 15, 16] для разных значений давления воздуха, поверхностного натяжения, плотности и расхода жидкости с помощью подходов 1 и 2

Подход	Авиац. пневм. форсунка				Планарная пневм. форсунка [7]					
	Поверхностное натяжение [15]		Давление воздуха [16]		Поверхностное натяжение		Плотность жидкости		Расход жидкости	
	37 мН/м	73 мН/м	31 кПа	41 кПа	27 мН/м	52 мН/м	1840 кг/м ³	1213 кг/м ³	9 г/с	22,7 г/с
θ как нижний предел (1)	23–32		0	8,7	15–16					
θ как подгоночный параметр (2)	42	54	0	9	13	41	20	17	29	13

Таблица 3

Деленные на δ_0 значения коэффициента сдвига θ , определенного как предел, ниже которого равна нулю функция распределения, полученная при расчетах на сетках с минимальным размером ячейки сетки 0,78 125; 1,5625 и 3,125 мкм для сечения на выходе из форсунки в случае (1–6)-й серий из табл. 1 для разных значений σ / σ_0

σ / σ_0	1,5625						3,125					
	1 с	2 с	3 с	4 с	5 с	6 с	1 с	2 с	3 с	4 с	5 с	6 с
0,004	–	–	–	1,54	1,02	1,66	–	–	–	–	1,79	–
0,74	1,66	1,66	1,54	1,66	1,66	1,66	1,92	1,79	1,92	2,05	1,92	1,79
1	1,66	1,54	1,66	1,66	1,66	1,66	2,05	1,92	2,05	0,00	2,05	1,92
1,48	1,66	1,66	1,66	1,66	1,66	1,66	2,05	2,05	1,79	2,18	1,92	1,92
1,85	1,54	1,66	1,66	1,66	1,54	1,66	2,18	2,18	2,05	2,18	1,92	1,79
2,22	1,66	1,66	1,66	1,54	1,54	1,66	1,92	2,05	1,79	1,79	2,05	2,18
2,59	1,66	1,66	1,66	1,66	1,66	1,79	2,05	1,92	2,05	2,18	1,92	1,79
2,96	1,66	1,66	1,66	1,66	1,79	1,66	1,92	2,05	2,05	1,92	2,05	2,05
3,33	1,66	1,66	1,79	1,66	1,66	1,79	2,69	2,05	1,79	1,92	2,43	2,82
17,22	–	–	–	1,79	1,15	1,79	–	–	–	–	–	–
	0,78 125											
0,74	0,768	–	0,512	0,768	0,768	0,768						
3,33	0,768	–	0,768	1,024	0,768	–						

Поскольку эту величину почти никто не исследовал, закономерно возникает вопрос о том, как ее определять. Можно предложить два наиболее очевидных подхода: 1) как предел, ниже которого полученная из эксперимента или расчета функция распределения равна нулю, 2) как один из подгоночных параметров, значения которых подбираются перебором так, чтобы разница между полученным из расчета или эксперимента распределением и распределением Вейбулла (1) была минимальной. Табл. 2 показывает, что в экспериментах использование разных процедур в большинстве случаев приводит к разным значениям. Причем наблюдаются также и каче-

ственные изменения. Например, при использовании первого подхода рост поверхностного натяжения не оказывает влияния на коэффициент сдвига, а в случае второго происходит его увеличение [7, 15].

Коэффициент сдвига как нижний предел

В статье [14], где коэффициент сдвига определялся как предел, ниже которого полученная из расчета функция распределения равна нулю, было показано, что он уменьшается с уменьшением размера ячейки расчетной сетки, однако вопрос о влиянии на него других параметров не рассматривался. Если

исходить из табл. 2, то в экспериментах при использовании такого подхода параметры жидкости в большинстве случаев не оказывают влияния на его значение. В случае расчетов, как это следует из табл. 3, также отсутствует связь между значением коэффициента сдвига и свойствами топлива. Следовательно, для той точности, которой удалось достигнуть в расчете, его значение полностью определяется разрешающей способностью сетки, если используется тот же подход к определению коэффициента сдвига, как и в работе [14].

Отметим, что если для сеток с минимальным размером ячейки 1,5625 и 0,78 125 мкм значение параметра сдвига получилось таким же, как в работе [14], то в случае ячеек размером 3,125 мкм оно оказалось в настоящих расчетах примерно в два раза меньше, чем в работе [14]. Связано это с тем, что, в отличие от источника [14], для такого разрешения появляется очень мелкий побочный пик плот-

ности функции распределения. Появление его, вероятно, обусловлено использованием двойного дробления сетки на границе раздела, которое не применялось в статье [14]. Для расчета с минимальным размером ячейки 1,5625 мкм такого побочного пика не наблюдается и значение коэффициента сдвига оказывается совпадающим с источником [14].

Коэффициент сдвига как подгоночный параметр

Наличие разницы в значении параметра сдвига с двойным дроблением сетки на границе раздела и без него поставило вопрос о том, как изменить определение параметра сдвига, чтобы оно учитывало область, где распределение капель близко к нулю. Этого можно добиться, если получать его в результате такого подбора значений коэффициента сдвига, что разница между распределением Вейбулла (1) и распределением, полученным

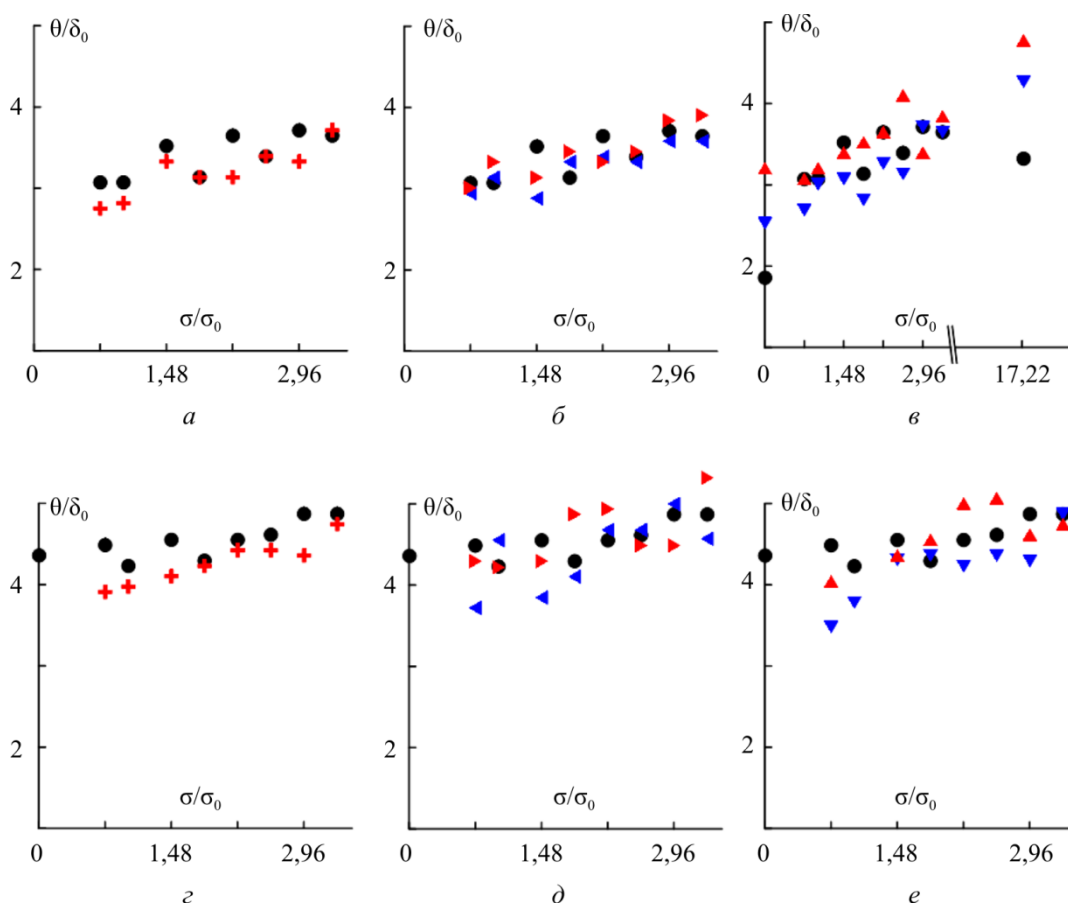


Рис. 3. Зависимость коэффициента сдвига (как подгоночного параметра) от коэффициента поверхностного натяжения для минимального размера ячейки расчетной сетки 1,5625 (а-в) и 3,125 (г-е) мкм для серий из табл. 1 (а, г – варьируются значения плотности жидкости, б, д – ее значения вязкости, в, е – ее значения расхода): 1 – +, 2 – ►, 3 – ◄, 4 – ▲, 5 – ●, 6 – ▼

из расчета, минимальна (в исследуемом случае она получилась равной 0,5–2 %). В этом случае, как это можно видеть на рис. 3, значение коэффициента сдвига становится больше и возникает его зависимость от варьируемых параметров жидкости. При росте поверхностного натяжения наблюдается заметное его увеличение, что качественно соответствует тому, что наблюдается в работах [7, 15]. Зависимость от остальных варьируемых параметров тоже присутствует, хотя и в значительной степени теряется на фоне флуктуаций. При этом, как и при исходном подходе к определению параметра сдвига, сохраняется его сильная зависимость от размеров ячейки расчетной сетки. В то же время разница между значениями θ / δ_0 , полученными из расчета без дробления сетки в работе [14] и с дроблением, при таком определении коэффициента сдвига стирается, отличие составляет всего 0,4 для сетки с минимальным размером ячейки 1,5625 мкм и 0,2 – с размером 3,125 мкм. Таким образом, если коэффициент сдвига – это значение, ниже которого полученная из расчета функция распределения равна нулю, то он полностью определяется размером ячейки расчетной сетки и, соответственно, не несет физического смысла. Если вычислять его в результате аппроксимации полученного из расчета распределения, то помимо зависимости от расчетной сетки появляется также зависимость от параметров задачи и, следовательно, его уже нельзя считать искусственным параметром.

Параметр формы

Основная масса исследований сконцентрирована на изучении среднего заутеровского диаметра, однако для описания спрея ка-

пель необходимо знать также коэффициент формы, который характеризует остроту пика распределения капель по размерам. Поскольку он подбирается в результате перебора значений параметров в распределении (1), в зависимости от подхода к определению параметра сдвига он будет иметь разные значения, что следует также из табл. 4. Из нее можно сделать вывод о том, что в экспериментах этот параметр изменяется от 1 до 3,5, причем параметры жидкости оказывают влияние на его значения: увеличение поверхностного натяжения приводит к его уменьшению [7, 15].

Коэффициент формы в случае коэффициента сдвига как нижнего предела

Если, следуя источнику [14], считать коэффициент сдвига предельным значением, ниже которого распределение сгустков жидкости по размерам обращается в ноль, то коэффициент формы будет иметь значения, показанные на рис. 4. Отметим, что коэффициент сдвига θ был задан равным среднему по всем реализациям в табл. 3 (кроме экстремально больших и малых) значению. Полученные из расчета зависимости коэффициента формы показывают, что коэффициент формы для большинства параметров жидкости примерно равен 2,33. При этом в случае экстремально больших и малых значений в большинстве случаев происходит уменьшение этого параметра.

Табл. 5 показывает, что влияние расхода топлива, вязкости и плотности оказывается достаточно малым, чтобы этим влиянием можно было пренебречь (при варьировании

Таблица 4

Значения коэффициентов формы k , вычисленные по полученным экспериментально распределениям в работах [7, 15, 16] для разных значений давления воздуха, поверхностного натяжения, плотности и расхода жидкости с помощью подходов 1 (θ определяется как нижний предел) и 2 (в случае θ , определенного как подгоночный параметр)

Коэффициент формы	Авиац. пневм. форсунка				Планарная пневм. форсунка [7]					
	Поверхностное натяжение [15]		Общее давление [16]		Поверхностное натяжение		Плотность жидкости		Расход жидкости	
	37 мН/м	73 мН/м	31 кПа	41 кПа	27 мН/м	52 мН/м	1840 кг/м ³	1213 кг/м ³	9 г/с	22,7 г/с
k (подход 1)	3,2–3,4	2,3–2,4	3,2	2,82	2,69	2,1	3,3	2,6	1,67	2,84
k (подход 2)	2,78	1,81	3,2	2,82	2,84	1,2	3	2,45	1,05	2,95

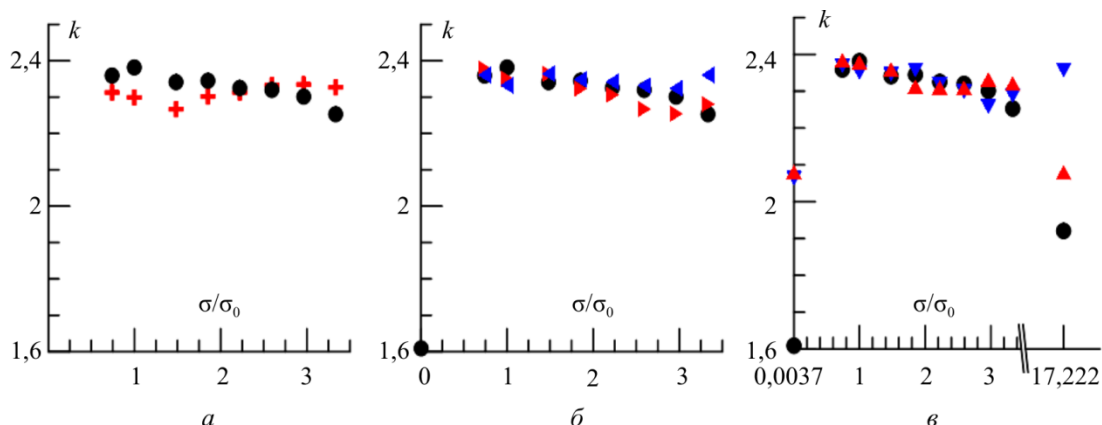


Рис. 4. Зависимость коэффициента формы от поверхностного натяжения в случае размера ячейки расчетной сетки 1,5625 мкм для серий расчетов из табл. 1 (*a* – варьируются значения плотности жидкости; *b* – ее значения вязкости; *v* – ее значения расхода): 1 – +; 2 – ►; 3 – ►; 4 – ►; 5 – ●; 6 – ▼

Таблица 5

Значения коэффициента формы *k*, усредненного по всем расчетам из серий 1–6 из табл. 1 в случае расчетных сеток с наименьшим размером ячейки расчетной сетки 0,78 125, 1,5625 и 3,125 мкм

Размер ячейки	1-я серия	2-я серия	3-я серия	4-я серия	5-я серия	6-я серия
0,78 125	2,36	–	–	2,25	2,21	2,44
1,5625	2,31	2,33	2,35	2,31	2,33	2,34
3,125	2,47	2,59	2,45	2,43	2,46	2,45

в исследуемых пределах). Увеличение поверхностного натяжения приводит к уменьшению коэффициента формы, что качественно совпадает с выводом, сделанным из табл. 4. При этом, если исключить экстремально малые и большие значения поверхностного натяжения, его влияние проявляется в изменении коэффициента формы на 0,01 относительно среднего по всем сериям значения, которое примерно равно 2,33 для расчетов с наилучшими разрешениями сетки. Такое изменение оказывает пренебрежимо малое влияние на распределение сгустков топлива по размерам.

Коэффициент формы для случая коэффициента сдвига как подгоночного параметра

Если определять коэффициент сдвига так же, как и остальные параметры распределения Вейбулла, то, как это следует из рис. 5, существенно возрастают флуктуации его значений, при этом сохраняется слабое его сни-

жение при увеличении поверхностного натяжения. Среднее значение коэффициента формы получается равным 1,83, что меньше на 0,5, чем значение, полученное первым способом. Влияние параметров жидкости и размеров сетки остается пренебрежимо малым.

Таким образом, каждый из способов дает свое значение коэффициента формы распределения Вейбулла – 1,83 и 2,33. Общим для любого способа является то, что получаемые из расчетов значения оказываются пренебрежимо слабо зависящими от разрешающей способности сетки и параметров жидкости.

Заключение

Исследование коэффициента формы показало, что он пренебрежимо слабо зависит от параметров жидкости и разрешения расчетной ячейки. Выбор способа определения коэффициента сдвига не оказывает влияния на этот вывод, хотя и приводит к количественным изменениям.

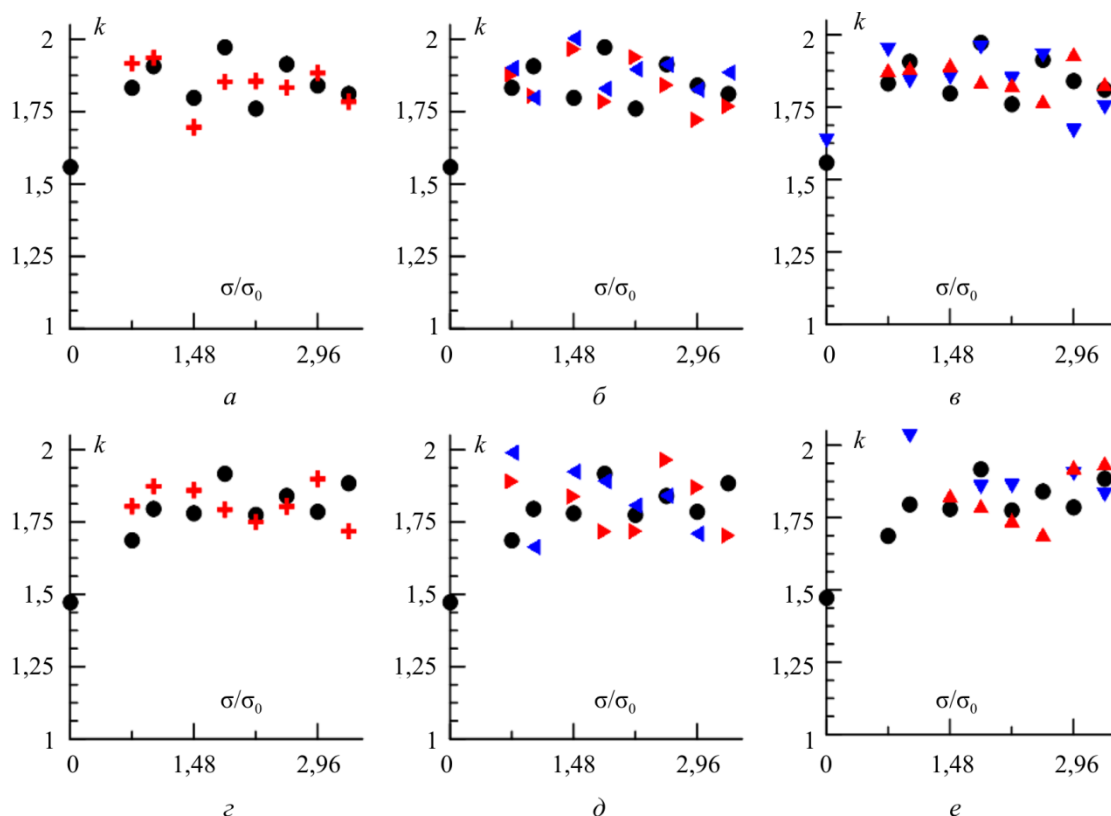


Рис. 5. Зависимость коэффициента формы от поверхностного натяжения в случае минимального размера ячейки расчетной сетки 1,5625 (*a–в*) и 3,125 (*z–e*) мкм для серий расчетов из табл. 1 (*a, z* – варьируются значения плотности жидкости; *b, d* – ее значения вязкости; *в, e* – ее значения расхода): 1 – +; 2 – ►; 3 – ◄; 4 – ▲; 5 – ●; 6 – ▼

В случае коэффициента сдвига способ его определения приводит к качественному изменению поведения этого параметра. Если его определять как значение, ниже которого распределение сгустков жидкости по размерам из расчета равно нулю, то он полностью определяется размером ячейки расчетной сетки. Если находить в результате аппроксимации полученной из расчета кривой, то появляется зависимость от параметров жидкости. В обоих случаях значение коэффициента формы сильно

зависит от размера ячейки расчетной сетки. По сути, он берет на себя всю систематическую ошибку, которая возникает из-за недостаточной разрешающей способности сетки.

Описанный способ определения коэффициента формы позволяет исключить при определении его значения ошибку, связанную с недостаточной чувствительностью методов исследования в области мелких капель, что является проблемой как для численных, так и для экспериментальных оптических методов.

Библиографический список

1. Zheng Q., Jasuja A., Lefebvre A. Structure of airblast sprays under high ambient pressure conditions // J. Eng. Gas Turbines Power. – 1996. – Vol. 118 (3). – P. 512–518. DOI: 10.1115/1.2817014
2. Mansour A., Benjamin M., Steinthorsson E. A new hybrid air blast nozzle for advanced gas turbine combustors // ASME Turbo Expo 2000: Power for Land, Sea, and Air, GT 2000, 8–11 May. – Munich (Germany), 2000. – Vol. 2. DOI: 10.1115/2000-GT-0117
3. Aigner M.M. Charakterisierung der bestimmenden einflussgrößen bei der luftgestützten zerstäubung: physikalische grundlagen und messtechnische erfassung: PhD thesis. – Universität Karlsruhe, 1986. – 196 p. – URL: <http://d-nb.info/870858645> (accessed 18 July 2021).
4. Gepperth S., Koch R., Bauer H.-J. Analysis and comparison of primary droplet characteristics in the near field of a prefilming airblast atomizer // ASME Turbo Expo, San Antonio (USA), 2013, 3–7 June. – San Antonio (USA), 2013. GT 2013-94033. – 14 p. DOI: 10.1115/GT2013-94033

5. Shanmugas K.P., Chakravarthy S.R. A canonical geometry to study wall filming and atomization in pre-filming coaxial swirl injectors // Proc. of the Combustion Institute. – 2017. – Vol. 36 (2). – P. 2467–2474. DOI: 10.1016/j.proci.2016.08.082
6. Effect of the physical properties of liquid and ALR on the spray characteristics of a pre-filming airblast nozzle / M.M. Tareq, R.Al. Dafsari, S. Jung, J. Lee // International Journal of Multiphase Flow. – 2020. – Vol. 126. – 103240. DOI: j.ijmultiphaseflow.2020.103240
7. Rizk N.K., Lefebvre A.H. Airblast atomization: studies on drop-size distribution // J. Energy. – 1982. – Vol. 6 (5). – P. 323–327. DOI: 10.2514/3.62612
8. Effect of combustor geometry on performance of airblast atomizer under sub-atmospheric conditions / N. Grech, A. Mehdi, P.K. Zachos [et al.] // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics. – 2011. – Vol. 6 (2). – P. 203–213. DOI: 10.1080/19942060.2012.11015415
9. Li X., Fritsching U. Process modeling pressure-swirl-gasatomization for metal powder production // J. Mater. Process. Technol. – 2017. – Vol. 239(3) – P. 1–17. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.08.009
10. High-fidelity simulations of fuel injection and atomization of a hybrid air-blast atomizer / P. Ma, L. Esclape, S. Carbajal [et al.] // 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting, American Institute of Aeronautics and Astronautics, San Diego (USA), 4–8 January 2016. – San Diego (USA), 2016. – 9 p. DOI: 10.2514/6.2016-1393
11. Семкин Е.В. Исследование процессов истечения жидкости из малорасходных центробежных форсунок жидкостного ракетного двигателя малой тяги // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. – 2016. – Т. 15, № 4. – С. 150–161. DOI: 10.18287/2541-7533-2016-15-4-150-161
12. Detailed numerical simulation of swirling primary atomization using a mass conservative level set method / C. Shao, K. Luo, Y. Yang, J. Fan // International Journal of Multiphase Flow. – 2016. – Vol. 89. – P. 57–68. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.10.010
13. Sauer B., Sadiki A., Janicka J. Numerical analysis of the primary breakup applying the embedded dns approach to a generic prefilming airblast atomizer // The Journal of Computational Multiphase Flows. – 2014. – Vol. 6 (3). – P. 179–192. DOI: 10.1260/1757-482X.6.3.179
14. Simulation of primary film atomization in prefilming air-assisted atomizer using volume-of-fluid method / S. Mingalev, A. Inozemtsev, L. Gomzikov [et al.] // Microgravity Sci. Technol. – 2020. – Vol. 32. – P. 465–476. DOI: 10.1007/s12217-020-09782-3
15. Гидродинамические аспекты процесса формирования и распада топливной пленки, создаваемой форсункой камеры сгорания авиационного двигателя [Электронный ресурс] / К.Г. Костарев, В.Г. Баталов, А.И. Мизев [и др.] // Вестник Пермского научного центра УрО РАН. – 2017. – № 1. – С. 52–56. – URL: <http://journal.permsci.ru/index.php/pscj/article/view/PSCJ2017n1p8> (дата обращения: 18 июля 2021).
16. Caines B., Hicks R., Wilson C. Influence of sub-atmospheric conditions on the performance of an airblast atomiser // 37th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, Salt Lake City (USA), 8–11 July 2001. – Salt Lake City (USA), 2001. – 16 p. DOI: 10.2514/6.2001-3573

References

1. Zheng Q., Jasuja A., Lefebvre A. Structure of airblast sprays under high ambient pressure conditions. J. Eng. Gas Turbines Power, 1996, vol. 118 (3), pp. 512-518. DOI: 10.1115/1.2817014
2. Mansour A., Benjamin M., Steinthorsson E. A new hybrid air blast nozzle for advanced gas turbine combustors. ASME Turbo Expo 2000: Power for Land, Sea, and Air, GT 2000, 8-11 May, vol. 2., Munich (Germany), 2000. DOI: 10.1115/2000-GT-0117
3. Aigner M.M. Charakterisierung der bestimmenden einflussgrößen bei der luftgestützten zerstäubung: physikalische grundlagen und messtechnische erfassung. PhD thesis, Universität Karlsruhe, 1986, 196 p. URL: <http://d-nb.info/870858645>
4. Gepperth S., Koch R., Bauer H.-J. Analysis and Comparison of Primary Droplet Characteristics in the Near Field of a Prefilming Airblast Atomizer. ASME Turbo Expo 2013, 3-7 June, San Antonio (USA), 2013. DOI: 10.1115/GT2013-94033
5. Shanmugas K. P., Chakravarthy S. R. A canonical geometry to study wall filming and atomization in pre-filming coaxial swirl injectors. Proceedings of the Combustion Institute, 2017, vol. 36(2), pp. 2467-2474. DOI: 10.1016/j.proci.2016.08.082
6. Tareq M.M., Dafsari R.Al., Jung S., Lee J. Effect of the physical properties of liquid and ALR on the spray characteristics of a pre-filming airblast nozzle. International Journal of Multiphase Flow, 2020, vol. 126, 103240. DOI: j.ijmultiphaseflow.2020.103240.

7. Rizk N.K., Lefebvre A.H. Airblast Atomization: Studies on Drop-Size Distribution. *J. Energy*, 1982, vol. 6(5), pp. 323-327. DOI: 10.2514/3.62612
8. Grech N., Mehdi A., Zachos P.K. [et al.] Effect of Combustor Geometry on Performance of Airblast Atomizer Under Sub-Atmospheric Conditions. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2011, vol. 6 (2), pp. 203-213. DOI: 10.1080/19942060.2012.11015415
9. Li X., Fritsching U. Process modeling pressure-swirl-gas atomization for metal powder production. *J. Mater. Process. Technol.*, 2017, vol. 239(3), pp. 1–17. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.08.009
10. Ma P., Esclape L., Carbajal S. [et al.] High-fidelity simulations of fuel injection and atomization of a hybrid air-blast atomizer. 54th AIAA Aerospace Sciences Meeting, American Institute of Aeronautics and Astronautics, 4-8 January, San Diego (USA), 2016. DOI: 10.2514/6.2016-1393
11. Semkin Y.V. Issledovaniye protsessov istecheniya zhidkosti iz maloraskhodnykh tsentrobezhnykh forsunok zhidkostnogo raketnogo dvigatelya maloy tyagi [Research of liquid outflow from low-emission swirl injectors of a low-thrust liquid rocket engine]. *VESTNIK of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering*, 2016, vol. 15(4), pp. 150-161. DOI: 10.18287/2541-7533-2016-15-4-150-161
12. Shao C., Luo K., Yang Y., Fan J. Detailed numerical simulation of swirling primary atomization using a mass conservative level set method. *International Journal of Multiphase Flow*, 2016, vol. 89, pp. 57-68. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.10.010
13. Sauer B., Sadiki A., Janicka J. Numerical Analysis of the Primary Breakup Applying the Embedded DNS Approach to a Generic Prefilming Airblast Atomizer. *The Journal of Computational Multiphase Flows*, 2014, vol. 6(3), pp. 179-192. DOI: 10.1260/1757-482X.6.3.179
14. Mingalev S., Inozemtsev A., Gomzikov L. [et al.] Simulation of Primary Film Atomization in Prefilming Air-assisted Atomizer Using Volume-of-Fluid Method. *Microgravity Sci. Technol.*, 2020, vol. 32, pp. 465–476. DOI: 10.1007/s12217-020-09782-3
15. Kostarev, K., Batalov, V., Mizev, A., Sukhanovskii, A., Shmyrov, A. Gidrodinamicheskiye aspekty protsesssa formirovaniya i raspada toplivnoy plenki, sozdavayemoy forsunkoy kamery sgoraniya aviatsionnogo dvigatelya [Hydrodynamic aspects of the formation and disintegration processes of fuel film created by the injector of the combustion chamber of an aircraft engine]. *Perm Federal Research Centre Journal*, 2017, vol. 1, pp. 52-56. URL: <http://journal.permsc.ru/index.php/pscj/article/view/PSCJ2017n1p8>
16. Caines B., Hicks R., Wilson C. Influence of sub-atmospheric conditions on the performance of an airblast atomiser. 37th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference, 8-11 July, Salt Lake City (USA), 2001, 16 p. DOI: 10.2514/6.2001-3573

Об авторах

Мингалев Станислав Викторович (Пермь, Россия) – кандидат физико-математических наук, начальник бригады поддержки газодинамических программ отдела систем инженерного анализа АО «ОДК-Авиадвигатель» (614990, г. Пермь, Комсомольский пр., д. 93, e-mail: mingalev-sv@avid.ru).

Худяков Дмитрий Сергеевич (Пермь, Россия) – начальник отдела систем инженерного анализа АО «ОДК-Авиадвигатель» (614990, г. Пермь, Комсомольский пр., д. 93, e-mail: khudjakoff@avid.ru).

About the authors

Stanislav V. Mingalev (Perm, Russian Federation) – CSc in Physical and Mathematical Sciences, Modeling & Simulation Staff Engineer, Technical Support squad of CAE Department, JSC “UEC-Aviadvigatel” (93, Komsomolsky av., Perm, 614990, Russian Federation; e-mail: mingalev-sv@avid.ru).

Dmitry S. Khudyakov (Perm, Russian Federation) – Head of CAE Department, IT Division, JSC “UEC-Aviadvigatel” (93 Komsomolsky av., Perm, 614990, Russian Federation; e-mail: khudjakoff@avid.ru).

Получено 19.07.2021