

DOI: 10.15593/2224-9982/2015.43.02

УДК 621.454.2:519.6

О.О. Матюнин, Н.Л. Бачев, Р.В. Бульбович

Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Пермь, Россия

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕЧЕНИЯ В ПОЛОСТИ СТРУЙНО-СТРУЙНОЙ ЖИДКОСТНОЙ ФОРСУНКИ

При проливке струйно-струйных форсунок наблюдается несоответствие между измеренными и требуемыми по ТУ режимными параметрами. На наш взгляд, это несоответствие связано с отклонением геометрических характеристик от номинальных значений в процессе изготовления форсунок, с одной стороны, и геометрическими параметрами проходных сечений и расположением датчиковой аппаратуры на проливочном стенде, с другой стороны. В данной работе проводится численное моделирование течения в полости струйно-струйной жидкостной форсунки с использованием модуля Fluent программного пакета ANSYS v.13.0.0. Параметры потока определяются в процессе решения трехмерной стационарной гидродинамической задачи. В пристеночной области использованы масштабируемые пристеночные функции с применением модифицированной k - ϵ -модели турбулентности, что позволило сократить время счета. Для дискретизации основных уравнений использована схема второго порядка против потока. Решение системы дискретных аналогов производилось с использованием алгоритма SIMPLE. Приведены зависимости избыточных полных давлений по линиям окислителя и горючего от таких геометрических характеристик, как шероховатость, угол между потоками окислителя и горючего, радиус скругления швов и диаметр отверстия по линии горючего. Полученные результаты могут быть использованы при разработке техпроцесса изготовления новых и доработке отбракованных форсунок.

Ключевые слова: струйно-струйная форсунка, технология изготовления, проливка, шероховатость, радиус скругления, угол потока, диаметр отверстия, полное давление.

O.O. Matyunin, N.L. Bachev, R.V. Bulbovich

Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russian Federation

NUMERICAL SIMULATION OF THE FLOW IN TWO-COMPONENT FUEL INJECTOR

There is a mismatch between the measured and desired specifications of regime parameters after testing two-component fuel injector. In our opinion, this inconsistency is due to the deviation of the geometric characteristics of the nominal values occurring in the injector manufacturing process, on the one hand, and the geometric parameters of flow area and sensor equipment location on the testing setup, on the other hand. In this paper a numerical simulation of the flow in two-component fuel injector is performed using Fluent module of the ANSYS v.13.0.0 software. The flow parameters are determined in the process of solving the three-dimensional hydrodynamic problem. Realizable k - ϵ turbulence model and scalable wall functions in the wall region is used to give reducing computation time. Second order upwind scheme is used for the basic equations discretization. SIMPLE algorithm is used to perform solution of the linear discrete equation system. The dependences of excess full pressure on oxidizer

side and fuel side from the injector geometric characteristics (such as roughness, the angle between the streams of oxidant and fuel, the curvature radius of joints and diameter of holes for fuel lines) are given. The results can be used in the development of a new manufacturing process technology and refining rejected injectors.

Keywords: two-component fuel injector, manufacturing technology, injector testing, roughness, radius of curvature, angle of flow, fuel inlet diameter, total pressure.

Для выработки рекомендаций по улучшению техпроцесса изготовления новых и доводки бракованных струйно-струйных жидкостных форсунок требуется детальное изучение влияния геометрических характеристик на режимные параметры форсунок. Для решения этой задачи целесообразно использование численной модели трехмерного течения в полости форсунки с получением детальной информации по полям скоростей и давлений. В данной работе исследуется влияние шероховатости, угла между потоками окислителя и горючего, радиуса скругления швов и диаметра отверстия по линии горючего на избыточное полное давление по линиям окислителя и горючего. С этой целью использован модуль Fluent программного пакета ANSYS v.13.0.0.

Математическая модель

Уравнение сохранения массы, или уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j) = 0,$$

где ρ – плотность; u_j – компоненты вектора скорости.

Уравнение сохранения импульса:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}, \quad (1)$$

где p – статическое давление; τ_{ij} – компоненты тензора вязких напряжений.

Уравнение переноса кинетической энергии турбулентности k :

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + \rho \epsilon, \quad (2)$$

где μ , μ_t – молекулярная и турбулентная вязкости; σ_k – турбулентное число Прандтля для k ; G_k – источник кинетической энергии турбулентности; ϵ – диссипация кинетической энергии турбулентности.

Уравнение диссипации кинетической энергии турбулентности ε :

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}}, \quad (3)$$

где σ_ε – турбулентное число Прандтля для ε ; $C_1 = \max \left[0, 43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right]$,

$\eta = S \frac{k}{\varepsilon}$; $S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$ – модуль тензора средней скорости деформаций;

C_2 – константа турбулентной модели.

Моделирование турбулентной вязкости производится по формуле

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}.$$

В данной работе используется так называемая реализуемая k - ε -модель турбулентности [1], которая подтверждена для широкого диапазона потоков [1, 2]. В отличие от стандартных k - ε -моделей турбулентности [3] в данной модели C_μ моделируется по условиям течения и является функцией средней скорости деформации и турбулентных полей k и ε . Она вычисляется по следующей формуле:

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_S \frac{kU^*}{\varepsilon}},$$

где $U^* \equiv \sqrt{S_{ij} S_{ij}}$.

Константы модели:

$$C_{1\varepsilon} = 1,44; C_2 = 1,9; \sigma_k = 1,0; A_0 = 4,04; A_S = \sqrt{6} \cos \varphi,$$

где $\varphi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W)$, $W = \frac{S_{ij} S_{jk} S_{ki}}{\tilde{S}^3}$, $\tilde{S} = \sqrt{S_{ij} S_{ij}}$, $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$.

Моделирование генерации турбулентности G_k производится по следующей формуле:

$$G_k = \mu_t S^2.$$

Значительное влияние на получаемые результаты оказывает пристеночное моделирование, поскольку именно стенки являются основ-

ным источником средней завихренности и турбулентности. В пристеночной области рассчитываемые величины имеют большие градиенты и перенос импульса и других скалярных величин происходит наиболее интенсивно. Следовательно, точное представление потока в пристеночной области определяет успешное прогнозирование пристеночных турбулентных потоков.

Пристеночную область можно в целом разделить на три слоя. В вязком подслое поток почти ламинарный и молекулярная вязкость играет основную роль в переносе импульса и массы. Во внешнем, чисто турбулентном слое турбулентность играет главную роль. В промежуточном слое, который находится между вязким подслоем и чисто турбулентным слоем, влияние вязкости и турбулентности одинаково важно.

Традиционно существуют два подхода к моделированию пристеночной области. В первом подходе вязкий подслоем и промежуточный слой не разрешаются. Для соединения стенки и полностью турбулентного слоя используются полуэмпирические формулы, называемые пристеночными функциями. Использование пристеночных функций устраняет необходимость изменения турбулентных моделей для учета наличия стенки.

В другом подходе турбулентные модели изменены так, чтобы разрешать область вплоть до стенки, включая вязкий подслоем.

Один из недостатков пристеночных функций заключается в том, что численные результаты ухудшаются при уточнении сетки в нормальном направлении к стенке. Значения y^* меньше 15 постепенно приведут к неограниченным ошибкам в пристеночных сдвиговых напряжениях.

В данной работе используется метод масштабируемых стандартных пристеночных функций [4], который позволяет избежать ухудшения результатов от применения стандартных пристеночных функций с измельчением сетки меньше $y^* < 11$.

Дискретные аналоги уравнений (1)–(3) получаются их интегрированием по контрольным объемам [5], на которые разбита полость форсунки (тетраэдральная неструктурированная сетка), и представляют собой систему линейных алгебраических уравнений

$$a_p \varphi = \sum_{nb} a_{nb} \varphi_{nb} + b, \quad (4)$$

где индекс nb относится к соседним ячейкам; a_p и a_{nb} – линейризованные коэффициенты для переменных φ и φ_{nb} .

При получении системы уравнений (4) использована схема второго порядка точности против потока [6, 7]. Для решения данной системы применяется алгоритм SIMPLE [8, 9], который использует связь между скоростью и поправками давления для гарантированного выполнения закона сохранения массы и получения поля давления [10]. В этом алгоритме каждое дифференциальное уравнение решается одно за другим в итерационном цикле до выполнения законов сохранения массы и импульса для каждого контрольного объема, а значит, для полости в целом.

Реализация численной модели

Расчет проводился в программном пакете ANSYS 13.0.0 в модуле Fluent. Геометрическая модель создавалась в пакете SolidWorks, экспортировалась в формат *.STEP и в дальнейшем импортировалась в ANSYS. Общий вид модели полости форсунки показан на рис. 1.

Размеры полости форсунки показаны на рис. 2.

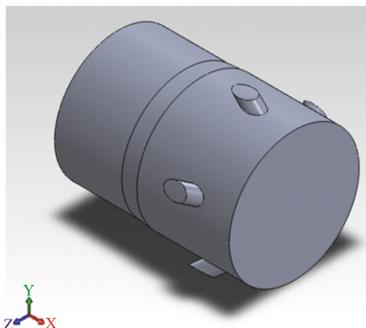


Рис. 1. Общий вид модели полости форсунки

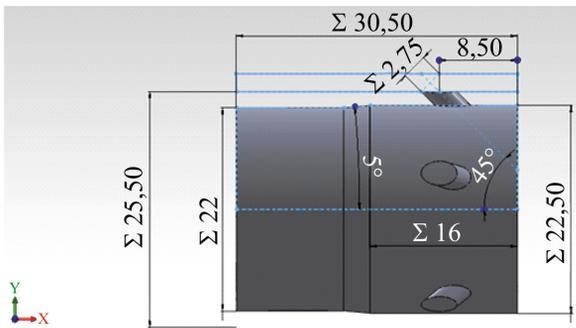


Рис. 2. Размеры модели полости форсунки

На рис. 3 показан шов на стыке потоков по линиям горючего и окислителя модели форсунки в ANSYS DesignModeller с добавленным радиусом скругления $R = 0,1$ мм.

В качестве рабочего тела по линиям окислителя и горючего рассматривалась вода. Вход задавался через массовый расход компонента. На рис. 4 показана схема постановки граничных условий.

Вход по линии окислителя I :

- массовый расход 0,5 кг/с;
- интенсивность турбулентности 10 %;
- гидравлический диаметр 22 мм.

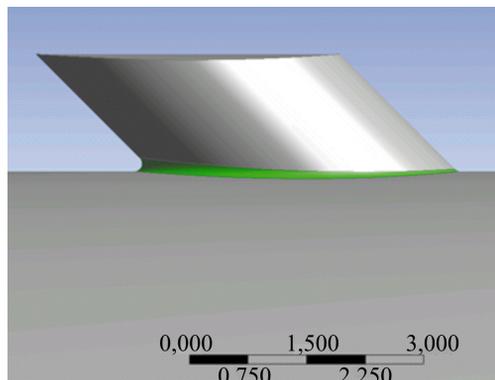


Рис. 3. Шов на стыке крупным планом

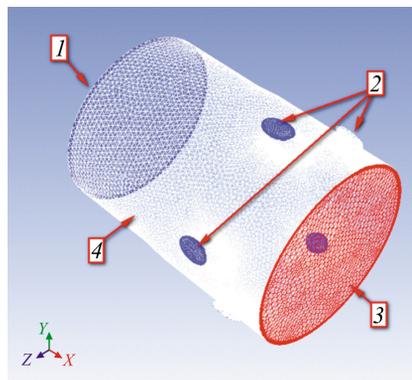


Рис. 4. Постановка граничных условий:
1 – вход по линии окислителя;
2 – вход по линии горючего;
3 – выход; 4 – стенка

Вход по линии горючего 2:

- массовый расход (общий, через все пять отверстий) 1 кг/с;
- интенсивность турбулентности 10 %;
- гидравлический диаметр варьировался в зависимости от геометрии (2,65; 2,75; 2,85 мм).

Выход 3:

- избыточное давление 0 Па;
- интенсивность турбулентности 10 %;
- гидравлический диаметр 22,5 мм.

Стенка 4:

- «эквивалентная» песочная шероховатость варьировалась в зависимости от расчета: для каждого из вариантов геометрии проводилось по три расчета для трех разных «эквивалентных» шероховатостей – 50; 100; 150 мкм;
- коэффициент шероховатости 0,5.

Для всех граничных условий «базовое» давление устанавливалось равным 101,35 кПа.

Для расчета строилась тетраэдральная сетка с призматическими слоями около стенки, количество которых равнялось 25. Толщина первого слоя равнялась 1 мкм и увеличивалась с коэффициентом 1,2 для последующих слоев. Для разных вариантов геометрии были построены сетки с количеством ячеек от 1 до 2 млн штук (рис. 5).

Для останова расчета было выбрано три критерия:

- 1) дисбаланс масс по области расчета (сумма массового расхода на входе и выходе) не более 1 %;

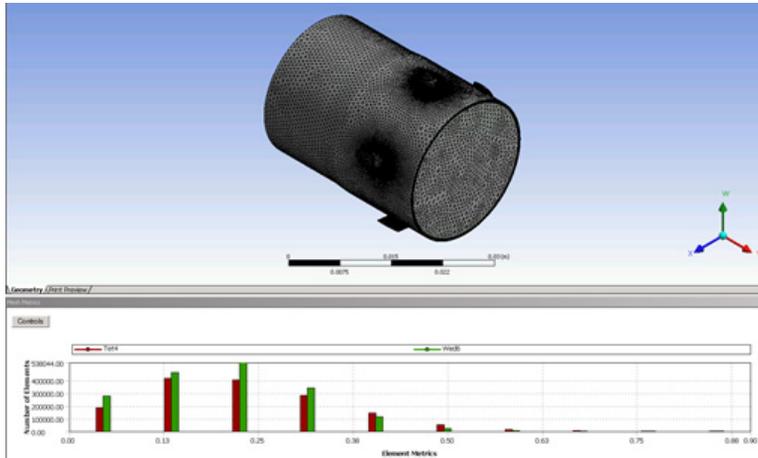


Рис. 5. Расчетная сетка модели геометрии с радиусом скругления $R = 0,2$ мм

2) изменение рассматриваемых величин (статическое и динамическое давление по линиям окислителя и горючего и на выходе) на 100 итерациях не превышает 1 %;

3) масштабированные дисбалансы рассматриваемых переменных (давление, скорость, кинетическая энергия турбулентности, диссипация энергии турбулентности) по всей области не превышают 0,0001.

При достижении всех указанных критериев расчет останавливался и снимались исследуемые данные (полное избыточное давление на входе по линиям окислителя и горючего $p_{ок}^*$ и $p_{гор}^*$).

Результаты расчетов и их анализ

В процессе исследования рассматривались следующие геометрические характеристики форсунки:

- «эквивалентная» песочная шероховатость $RW = 50; 100; 150$ мкм;
- угол между потоками окислителя и горючего $\alpha = 43; 45; 47^\circ$;
- диаметр отверстия по линии горючего $d = 2,65; 2,75; 2,85$ мм;
- радиус скругления шва $R = 0; 0,1; 0,2$ мм.

Результаты численного моделирования представлены в табл. 1–3.

Результаты расчетов по влиянию шероховатости на полное избыточное давление по линиям окислителя и горючего $p_{ок}^*$ и $p_{гор}^*$ представлены на рис. 6.

Таблица 1

Результаты численного моделирования при $d = 2,65$ мм

R, мм	RW, мкм	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па
		При α , град					
		43		45		47	
0	50	5401,023	1466586	10033,7	1429649	13900,01	1392823
	100	5402,864	1466570	10035,9	1429622	13905,9	1392782
	150	5400,133	1466576	10034,01	1429602	13905,84	1392747
0,1	50	21155,01	1341279	22469,42	1305677	23975,39	1268858
	100	21169,68	1341352	22472,64	1305666	23978,16	1268910
	150	21173,84	1341373	22485,54	1305639	23976,28	1268836
0,2	50	24230,66	1230625	25964,37	1204966	26235,71	1175330
	100	24236,16	1230671	25962,08	1204944	26236,29	1175310
	150	24237,41	1230676	25965,46	1204963	26236,21	1175302

Таблица 2

Результаты численного моделирования при $d = 2,75$ мм

R, мм	RW, мкм	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па
		При α , град					
		43		45		47	
0	50	7650,576	1259254	11616,12	1227698	14982,54	1197643
	100	7650,077	1259252	11619,49	1227717	14988,63	1197597
	150	7652,202	1259249	11616,26	1227720	14984,69	1197633
0,1	50	20950,19	1132929	22097,14	1105063	22680,25	1074161
	100	20953,92	1132931	21962,47	1104474	22691,1	1074261
	150	20952,94	1132932	22104,09	1105066	22694,47	1074284
0,2	50	23377,87	1039694	24235,06	1018779	25456,89	994515,7
	100	23377,19	1039692	24081,72	1017957	25462,87	994506
	150	23367,78	1039672	24081,15	1017959	25463,64	994536,7

Таблица 3

Результаты численного моделирования при $d = 2,85$ мм

R, мм	RW, мкм	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па	$p_{ок}^*$, Па	$p_{гор}^*$, Па
		При α , град					
		43		45		47	
0	50	9359,435	1082537	12683,52	1057009	15190,09	1032507
	100	9361,55	1082506	12686,5	1056994	15192,27	1032492
	150	9360,048	1082507	12686,83	1056990	15192,49	1032531
0,1	50	19917,3	962454,7	20751,46	943976,6	21460,51	919285,6
	100	19917,58	962419	20760,89	944060,1	21456,85	919224,9
	150	19913,47	962389,7	20765,29	944053,1	21460,02	919228,4
0,2	50	22481,14	882783,1	23402,35	864593,2	24356,06	843818,1
	100	22475,07	882721,8	23404,2	864540,5	24356,03	843820,4
	150	22476,56	882723,3	23403,17	864562,1	24359,46	843826,1

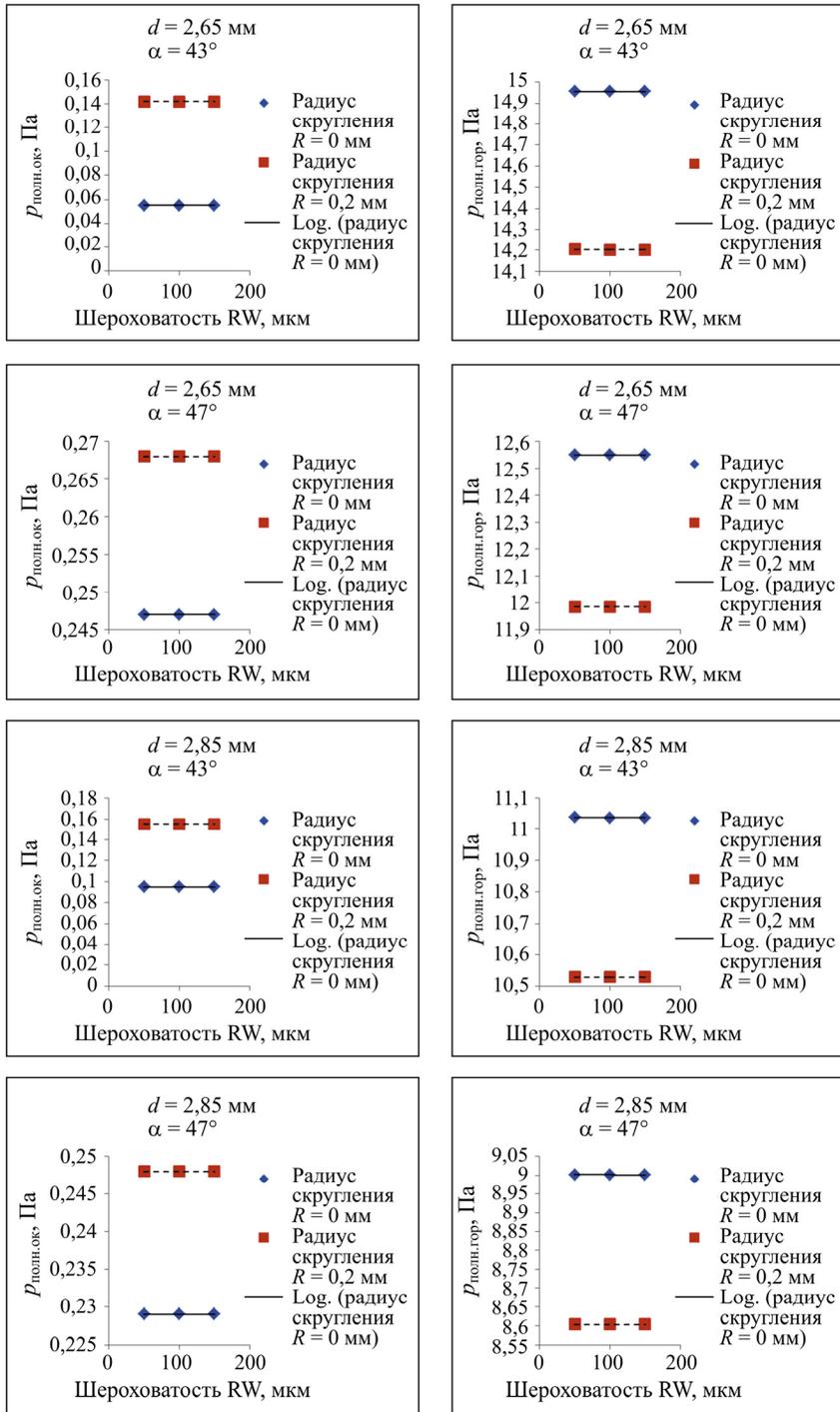


Рис. 6. Влияние шероховатости

По линии окислителя и горючего рассматривались одинаковые шероховатости. Полученные результаты показывают, что влияние шероховатости стенок на режимные параметры форсунок незначительно. При учете разных шероховатостей по линии окислителя и горючего данный результат может измениться. При увеличении шероховатости по линии окислителя ожидается увеличение $p_{ок}^*$ и уменьшение $p_{гор}^*$. При увеличении шероховатости по линии горючего ожидается увеличение $p_{гор}^*$ и уменьшение $p_{ок}^*$.

Результаты расчетов по влиянию угла между потоками по линиям окислителя и горючего на полное избыточное давление $p_{ок}^*$ и $p_{гор}^*$ представлены на рис. 7.

При изменении угла α от 43 до 47° максимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 158 % ($d = 2,65$ мм; $R = 0$ мм); минимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 8,3 % ($d = 2,85$ мм; $R = 0,2$ мм).

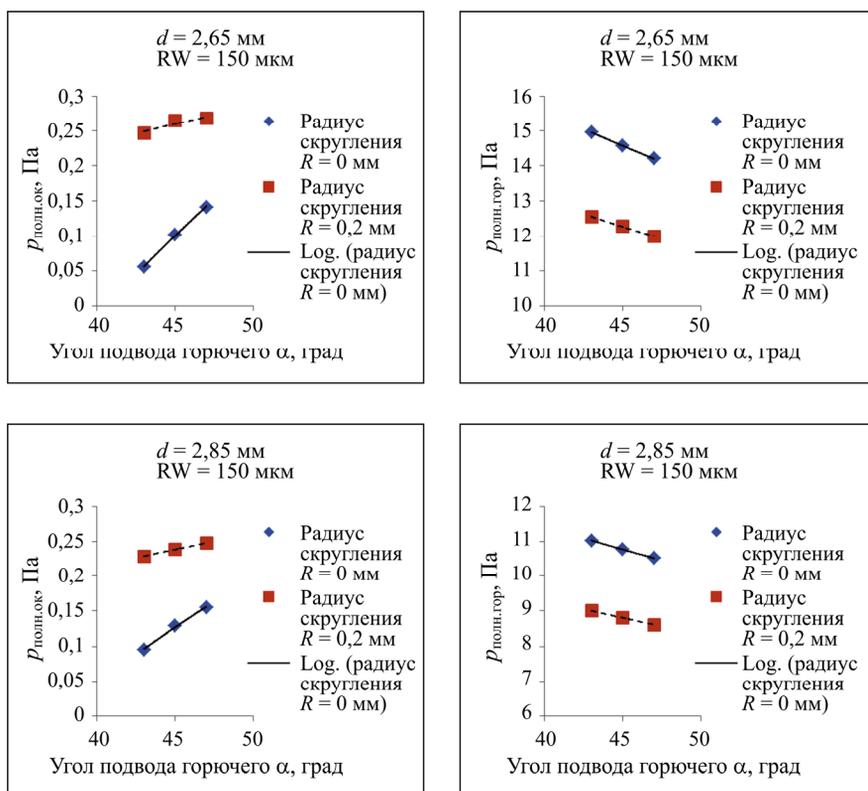


Рис. 7. Влияние угла α

При изменении угла α от 43° до 47° максимальное уменьшение $p_{гор}^*$ составляет 5 % ($d = 2,65$ мм; $R = 0$ мм); минимальное уменьшение $p_{гор}^*$ составляет 4,4 % ($d = 2,85$ мм; $R = 0,2$ мм).

Результаты расчетов по влиянию радиуса скругления шва на полное избыточное давление по линиям окислителя и горючего $p_{ок}^*$ и $p_{гор}^*$ представлены на рис. 8.

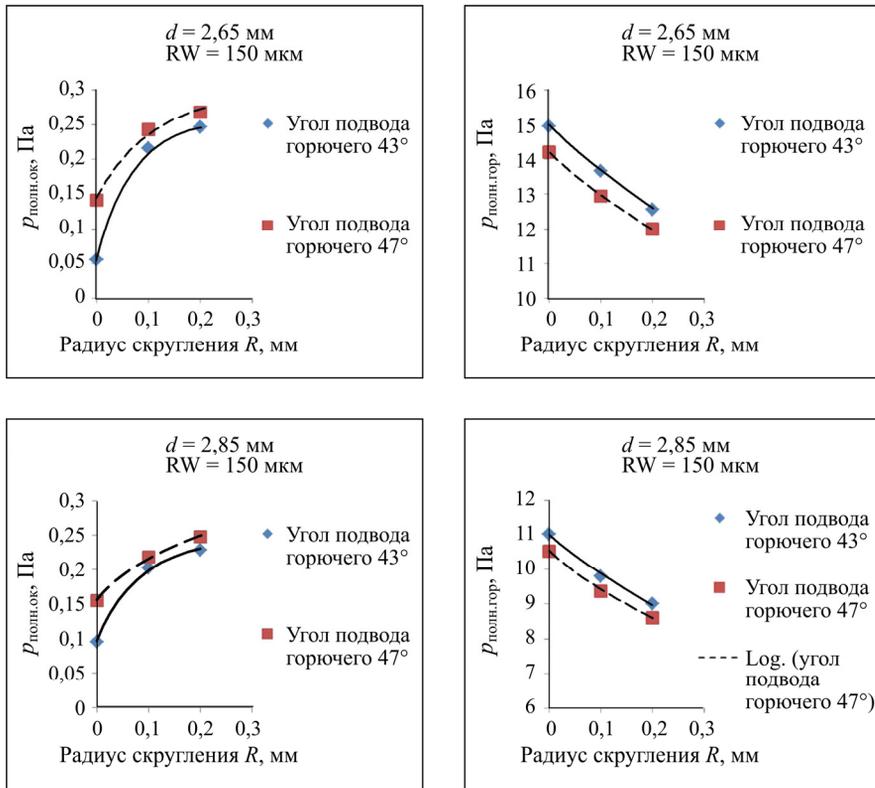


Рис. 8. Влияние радиуса скругления R

При изменении радиуса скругления R от 0 до 0,2 мм максимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 349 % ($d = 2,65$ мм; $\alpha = 43^\circ$); минимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 0,6 % ($d = 2,85$ мм; $\alpha = 47^\circ$).

При изменении радиуса скругления R от 0 до 0,2 мм максимальное уменьшение $p_{гор}^*$ составляет 18,3 % ($d = 2,85$ мм; $\alpha = 43^\circ$); минимальное уменьшение $p_{гор}^*$ составляет 15,6 % ($d = 2,65$ мм; $\alpha = 47^\circ$).

Результаты расчетов по влиянию диаметра отверстия на полное избыточное давление по линиям окислителя и горючего $p_{ок}^*$ и $p_{гор}^*$ представлены на рис. 9.

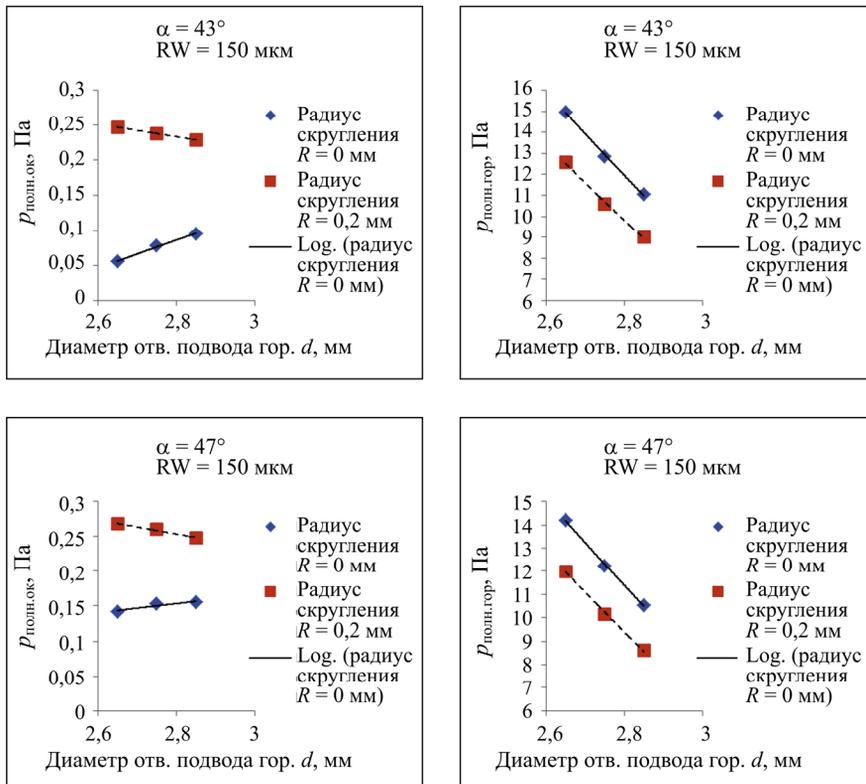


Рис. 9. Влияние диаметра отверстия d

При радиусе скругления $R = 0$ мм увеличение диаметра d от 2,65 до 2,85 мм приводит к увеличению полного избыточного давления по линии окислителя. Максимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 72,7 % ($\alpha = 43^\circ$); минимальное увеличение $p_{ок}^*$ составляет 9,2 % ($\alpha = 47^\circ$).

При радиусе скругления $R = 0,2$ мм увеличение диаметра d от 2,65 до 2,85 мм приводит к уменьшению полного избыточного давления по линии окислителя. Максимальное уменьшение $p_{ок}^*$ составляет 7,5 % ($\alpha = 47^\circ$); минимальное уменьшение $p_{ок}^*$ составляет 7,3 % ($\alpha = 43^\circ$).

При увеличении диаметра отверстия d от 2,65 до 2,85 мм максимальное уменьшение $p_{\text{гор}}^*$ составляет 28,3 % ($R = 0,2$ мм; $\alpha = 43^\circ$); минимальное уменьшение $p_{\text{гор}}^*$ составляет 25,9 % ($R = 0$ мм; $\alpha = 47^\circ$).

Заключение

В результате проведенных исследований можно предложить следующие рекомендации для изменения техпроцесса изготовления новых и доводки бракованных струйно-струйных жидкостных форсунок:

1. При изготовлении новых форсунок для увеличения полного давления по линии окислителя целесообразно обеспечение меньших диаметров d при произвольных радиусах скругления швов R , и наоборот.

2. При изготовлении новых форсунок для увеличения полного давления по линии окислителя целесообразно обеспечение больших углов α между потоками окислителя и горючего при произвольных радиусах скругления швов R , и наоборот.

3. При доработке форсунок, не удовлетворяющих установленным требованиям проливки по нижней границе диапазона допустимых давлений, при невозможности уменьшения диаметра d целесообразно увеличение угла α при произвольных R .

4. При доработке форсунок, не удовлетворяющих установленным требованиям проливки по верхней границе диапазона допустимых давлений, целесообразно увеличение диаметра d и уменьшение угла α при произвольных R .

5. Улучшение чистоты поверхности одновременно по линиям горючего и окислителя (уменьшение шероховатости) в разумных пределах не должно привести к значительным изменениям параметров проливки.

Библиографический список

1. A new-eddy-viscosity model for high Reynolds number turbulent flows – model development and validation / T.H. Shih, W.W. Liou, A. Shabir, Z. Yang, J. Zhu // *Computers Fluids*. – 1995. – № 24 (3). – P. 227–238.

2. Kim S.E., Choudhury D., Patel B. Computations of Complex Turbulent Flows Using the Commercial Code Fluent // *Modeling Complex Turbulent Flows*. ICASE/LaRC Interdisciplinary Series in Science and Engineering. – 1999. – Vol. 7. – P. 259–276.

3. Reynolds W.C. Fundamentals of turbulence for turbulence modeling and simulation // *Lecture Notes for Von Karman Institute Agard*. – 1987. – Report № 755.

4. Launder B.E., Spalding D.B. The numerical computation of turbulent flows // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. – 1974. – № 3. – P. 269–289.

5. Численное моделирование рабочего процесса в камере сгорания жидкостных ракетных двигателей с дожиганием генераторного газа при сверхкритических параметрах / Н.Л. Бачев, О.О. Матюнин, А.А. Козлов, Н.Ю. Бачева // *Вестник МАИ*. – 2011. – Т. 18, № 2. – С. 108–116.

6. Barth T.J., Jespersen D. The design and application of upwind schemes on unstructured meshes // *AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting*. – Reno, 1989. – Technical report AIAA-89-0366.

7. Бачев Н.Л., Бетинская О.А., Бульбович Р.В. Стационарная трехмерная модель горения топливных газов // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Аэрокосмическая техника*. – 2015. – № 41. – С. 103–119.

8. Патанкар С. Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкости. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 152 с.

9. Рабочие процессы в жидкостном ракетном двигателе и их моделирование / Е.В. Лебединский, Г.П. Калмыков [и др.]; под ред. А.С. Коротаева. – М.: Машиностроение, 2008. – 511 с.

10. Chorin A.J. Numerical solution of Navier-Stokes equations // *Mathematics of Computation*. – 1968. – № 22. – P. 745–762.

References

1. Shih T.H., Liou W.W., Shabbir A., Yang Z., Zhu J. A new-eddy-viscosity model for high Reynolds number turbulent flows – model development and validation. *Computers Fluids*, 1995, no. 24 (3), pp. 227-238.

2. Kim S.E., Choudhury D., Patel B. Computations of Complex Turbulent Flows Using the Commercial Code Fluent. *Modeling Complex Turbulent Flows. ICASE/LaRC Interdisciplinary Series in Science and Engineering*, 1999, vol. 7, pp. 259-276.

3. Reynolds W.C. Fundamentals of turbulence for turbulence modeling and simulation. *Lecture Notes for Von Karman Institute Agard*, 1987, Report no. 755.

4. Launder B.E., Spalding D.B. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1974, no. 3, pp. 269-289.

5. Bachev N.L., Matyunin O.O., Kozlov A.A., Bacheva N.Yu. Chislennoe modelirovanie rabocheho protsessa v kamere sgoraniya zhidkostnykh raketnykh dvigateley s dozhiganiem generatornogo gaza pri sverkhkriticheskikh parametrakh [Numerical simulation of work process in liquid rocket engine combustion chamber with power gas afterburning at supercritical parameters]. *Vestnik Moskovskogo aviatsionnogo instituta*, 2011, vol. 18, no. 2, pp. 108-116.

6. Barth T.J., Jespersen D. The design and application of upwind schemes on unstructured meshes. *AIAA 27th Aerospace Sciences Meeting*. Reno, 1989. Technical report AIAA-89-0366.

7. Bachev N.L., Betinskaya O.A., Bulbovich R.V. Statsionarnaya trekhmernaya model goreniya toplivnykh gazov [Stationary three-dimensional model of fuel gas burning]. *Vestnik Permskogo natsionalnogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Aerokosmicheskaya tekhnika*, 2015, no. 41, pp. 103-119.

8. Patankar S. Chislennyye metody resheniya zadach teploobmena i dinamiki zhidkosti [Numerical methods for problems of the heat exchange and fluid dynamics]. Moscow: Energoatomizdat, 1984. 152 p.

9. Lebedinskiy E.V., Kalmykov G.P. [et al.]. Rabochie protsessy v zhidkostnom raketnom dvigatele i ikh modelirovanie [Work processes in liquid rocket engine and their simulation]. Moscow: Mashinostroenie, 2008. 511 p.

10. Chorin A.J. Numerical solution of Navier-Stokes equations. *Mathematics of Computation*, 1968, no. 22, pp. 745-762.

Об авторах

Матюнин Олег Олегович (Пермь, Россия) – ассистент кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ФГБОУ ВПО ПНИПУ (614990, г. Пермь, Комсомольский пр., д. 29, e-mail: matoleg@gmail.com).

Бачев Николай Леонидович (Пермь, Россия) – кандидат технических наук, доцент кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ФГБОУ ВПО ПНИПУ (614990, г. Пермь, Комсомольский пр., д. 29, e-mail: bnl54@yandex.ru).

Бульбович Роман Васильевич (Пермь, Россия) – доктор технических наук, профессор кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ФГБОУ ВПО ПНИПУ (614013, г. Пермь, ул. Академика Королева, д. 15, корп. Д, e-mail: dekan_akf@pstu.ru).

About the authors

Oleg O. Matyunin (Perm, Russian Federation) – Lecturer, Department of Rocket and Space Engineering and Power Generating Systems, Perm National Research Polytechnic University (29, Komsomolsky av., Perm, 614990, Russian Federation, e-mail: matoleg@gmail.com).

Nikolay L. Bachev (Perm, Russian Federation) – Ph. D. in Technical Sciences, Associate Professor, Department of Rocket and Space Engineering and Power Generating Systems, Perm National Research Polytechnic University (29, Komsomolsky av., Perm, 614990, Russian Federation, e-mail: bnl54@yandex.ru).

Roman V. Bulbovich (Perm, Russian Federation) – Doctor of Technical Sciences, Professor, Department of Rocket and Space Engineering and Power Generating Systems, Perm National Research Polytechnic University (29, Komsomolsky av., Perm, 614990, Russian Federation, e-mail: dekan_akf@pstu.ru).

Получено 21.10.2015