

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОЙ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ВХОДНОГО ПОТОКА НА ХАРАКТЕРИСТИКИ СОПЛА

Валерий Яковлевич ХИЛЬКЕВИЧ родился в 1950 г. в городе Нижнем Тагиле Свердловской области. Ведущий инженер-конструктор ОАО ТМКБ «Союз». Кандидат технических наук, старший научный сотрудник. Основные научные интересы — в области математического моделирования рабочих процессов в комбинированных прямоточных воздушно-реактивных двигателях на твердых и жидких топливах. Автор более 30 научных работ. E-mail: lythilkevich@yandex.ru

Valery Ya. HILKEVICH, Ph.D., was born in 1950, in the Sverdlovsk Region. He is a Principal Design Engineer at the Turayev Engineering Design Bureau «Soyuz». His research interests are in mathematical modeling of working processes in solid-propellant and liquid-propellant ramjets. He has published over 30 technical papers. E-mail: lythilkevich@yandex.ru

С помощью CFD-моделирования проведены расчеты потерь в сопле прямоточных воздушно-реактивных двигателей (ПВРД) на жидком топливе. Показано, что радиальная температурная неравномерность на входе в сопло приводит к повышению коэффициентов расхода и импульса сопла на 1—1,5%.

An evaluation of nozzle losses for a liquid fuel ramjet is carried out by means of CFD-simulation techniques. It is demonstrated that radial temperature non-uniformity for a nozzle input causes increasing of values for flow and impulse coefficients on 1—1,5 %.

Ключевые слова: CFD-моделирование; ПВРД; жидкое топливо; сопло; температурная неравномерность.

Key words: CFD-simulation; ramjet; liquid fuel; nozzle; temperature non-uniformity.

Температурная неравномерность потока на входе в сопло имеет место в ПВРД на жидком топливе, где для охлаждения стенок камеры сгорания используется газовая завеса. Для организации завесы в камере сгорания вдоль стенок устанавливается перфорированный экран, который разделяет воздушную струю из воздухозаборника на два коаксиальных потока. Наружный поток идет на газовую завесу, а во внутреннем потоке осуществляется сжигание топлива. Задача газовой завесы — обеспечить температуры стенки камеры сгорания и экрана ниже максимально допустимых температур для их материалов.

Таким образом, в ПВРД на жидком топливе продукты сгорания поступают на вход в сопло с существенной радиальной температурной неравномерностью (имеется в виду полная температура). Целью данной работы является оценка влияния этой неравномерности на основные характеристики сопла (коэффициент импульса и коэффициент расхода).

Газодинамические потери в соплах обычно характеризуются тремя параметрами: коэффициентом расхода φ_c , коэффициентом импульса ξ_c и коэффициентом удельного импульса $\xi_{c,уд}$. Для осесимметричных сопел при известных двумерных полях

параметров течения коэффициент расхода и коэффициент импульса вычисляются из выражений

$$\varphi_c = G_c / G_{c,ид}; \quad (1)$$

$$\xi_c = J_c / J_{c,ид}, \quad (2)$$

где

$$G_c = 2\pi \int_0^{r_a} \rho_a v_{xa} r dr; \quad (3)$$

$$J_c = 2\pi \int_0^{r_a} (\rho_a v_{xa}^2 + p_a) r dr; \quad (4)$$

$G_{c,ид}$, $J_{c,ид}$ — идеальные значения расхода и импульса сопла, взятые из одномерного расчета [1]:

$$G_{c,ид} = \frac{mp^* F_{кр}}{\sqrt{RT^*}}; \quad (5)$$

$$J_{c,ид} = \sqrt{\frac{k+1}{2k} RT^*} \left(\lambda_a + \frac{1}{\lambda_a} \right) G_{c,ид}; \quad (6)$$

p^* , T^* — параметры торможения на входе в сопло; $F_{кр}$ — площадь критического сечения; k , R — коэффициент адиабаты и газовая постоянная продуктов сгорания; λ_a — приведенная скорость в выходном сечении сопла; m — функция от k :

$$m = \sqrt{k} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{(k+1)}{2(k-1)}}. \quad (7)$$

Критериями точности расчета параметров в сопле являются относительные погрешности между приходом $G_{\text{вх}}$ и расходом G_a газа в сопле ε_G и полными энтальпиями на входе $I_{\text{вх}}^*$ и на выходе I_a^* из сопла ε_I :

$$\varepsilon_G = 1 - \frac{G_a}{G_{\text{вх}}}; \quad \varepsilon_I = 1 - \frac{I_a^*}{I_{\text{вх}}^*}, \quad (8)$$

где

$$I_a^* = 2\pi \int_0^{r_a} \rho_a v_{\text{xa}} \left(\frac{k}{k-1} RT_a + \frac{v_{\text{xa}}^2 + v_{\text{ra}}^2}{2} \right) r dr; \quad (9)$$

$I_{\text{вх}}^*$ вычисляется аналогично.

Коэффициент удельного импульса сопла определяется как

$$\xi_{\text{с.уд}} = \xi_{\text{с}} / \varphi_{\text{с}}. \quad (10)$$

Расчеты двумерных полей параметров течения в сопле осуществлялись с помощью программы ANSYS/FLOTTRAN. При проведении расчетов использовалась модель турбулентности SST (модифицированная модель $k - \omega$). Известно, что данная модель турбулентности хорошо воспроизводит течения с ускорением и с областями обратных токов [2]. На входе в сопло задавалась слабая турбулентность (интенсивность турбулентности — 1%, масштаб турбулентности — 1%).

Расчеты проводились для газа с термодинамическими свойствами воздуха, с учетом их зависимости от температуры, при этом рассматривались два значения коэффициента адиабаты: $k = 1,4$ и $k = 1,25$. Полное давление на входе в сопло было принято равным $p^* = 0,6$ МПа.

Рассматривалось регулируемое двухпозиционное сопло ($D_{\text{кр}} = 0,305$ м в закрытом состоянии), которое имело разрыв в сверхзвуковом контуре с зоной обратных токов, поскольку считалось, что расширение газа завершается на внешнем радиусе обечайки двигателя (рис. 1).

Первоначально было проведено три варианта расчетов с равномерными профилями полных температур на входе в сопло. Результаты этих расчетов приведены в табл. 1.

Первый и второй варианты расчета проводились при различных полных температурах на входе в сопло ($T^* = 293$ К и $T^* = 2000$ К) и при фиксированном коэффициенте адиабаты ($k = 1,4$). Видно, что результаты этих расчетов полностью совпадают, т.е. температура на входе в сопло не оказывает влияния на потери в сопле.

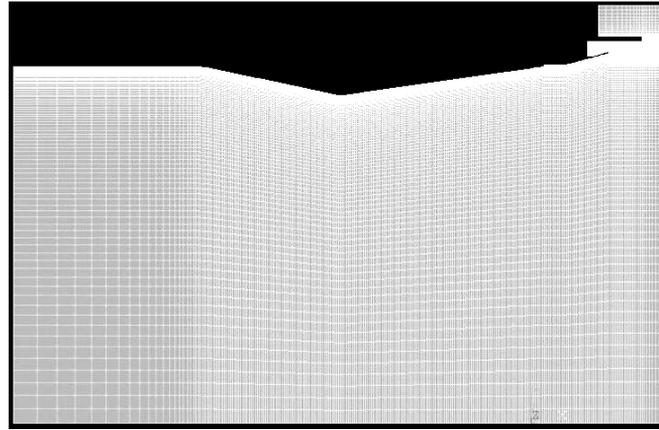


Рис. 1. Сопло с расчетной сеткой

Таблица 1

№	K	T^* , К	$\varphi_{\text{с}}$	$\xi_{\text{с}}$	$\xi_{\text{с.уд}}$	ε_G , %	ε_I , %
1	1,4	293	0,988	0,970	0,981	0,038	0,035
2	1,4	2000	0,988	0,970	0,981	0,034	0,034
3	1,25	2000	0,988	0,969	0,981	0,051	0,051

Результаты, полученные в первом варианте, были подтверждены расчетом с использованием демоверсии программы фирмы ACE — FASTRAN. В этой программе реализован метод распада разрывов третьего порядка точности, в отличие от ANSYS/FLOTTRAN, где используется метод конечных объемов. Расчет, проводившийся с моделью турбулентности $k - \varepsilon$, дал следующие результаты: $\varphi_{\text{с}} = 0,986$; $\xi_{\text{с}} = 0,971$.

Сравнение второго и третьего вариантов расчета иллюстрирует влияние коэффициента адиабаты. Видно, что это влияние пренебрежимо мало, т.е. оно находится в пределах точности расчетов.

При исследовании влияния температурной неравномерности на входе в сопло задавался профиль полной температуры, приведенный на рис. 2.

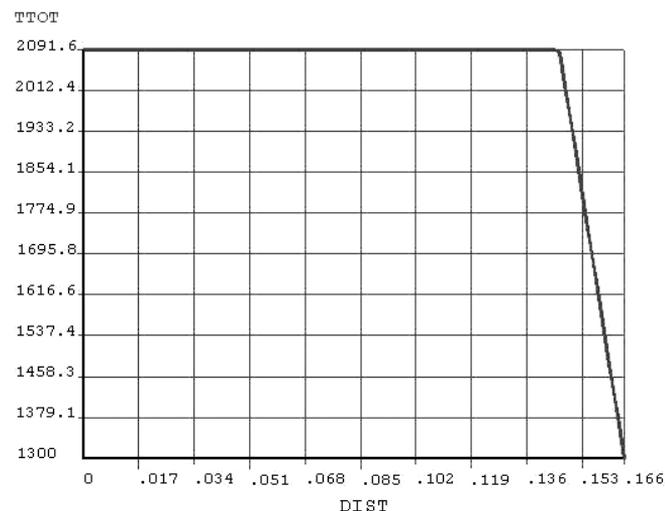


Рис. 2. Неравномерный профиль полной температуры на входе в сопло

Данный профиль моделирует реальный закон изменения полной температуры по радиусу во входном сечении сопла ПВРД на жидком топливе. Температура на стенке 1300 К была выбрана как предельно допустимая температура с точки зрения работоспособности материала стенки. Температура в ядре потока 2091,6 К выбиралась из условия сохранения средней температуры на уровне 2000 К:

$$T_{cp}^* = \frac{2}{r_{вх}^2} \int_0^{r_{вх}} T^* r dr. \quad (11)$$

В табл. 2 приведены результаты еще двух вариантов расчета с неравномерным температурным профилем на входе в сопло при различных значениях коэффициента адиабаты.

Таблица 2

№	k	T* _{cp} , К	φ _c	ξ _c	ξ _{c,уд}	ε _G , %	ε _I , %
4	1,4	2000	1,004	0,985	0,981	0,024	0,004
5	1,25	2000	1,000	0,980	0,980	0,02	0,029

Сравнивая результаты табл. 1 и 2, видим, что радиальная температурная неравномерность на входе в сопло приводит к повышению коэффициентов расхода и импульса на 1–1,5%. При этом коэффициент удельного импульса остается практически неизменным.

На рис. 3 и 4 приведены поля статической температуры, соответствующие второму и четвертому вариантам расчета.

Видно, что температура газа в пристеночном слое при неравномерном температурном профиле на входе (рис. 4) ниже, чем температура в ядре потока.

Регулируемое сопло в поперечном сечении состоит из сегментов, представляющих собой череду-

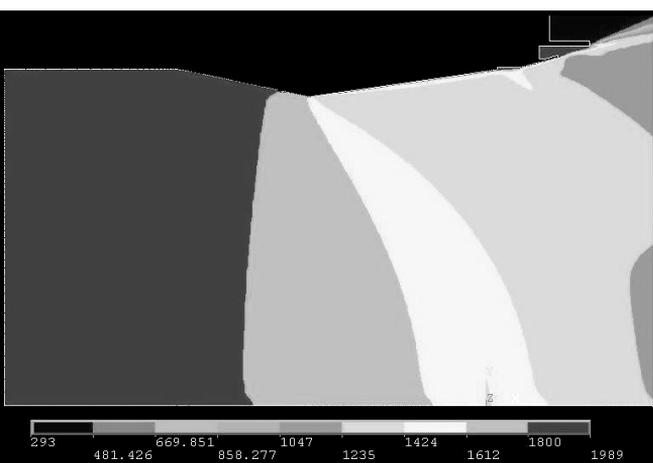


Рис. 3. Поле статической температуры в сопле (равномерный температурный профиль)

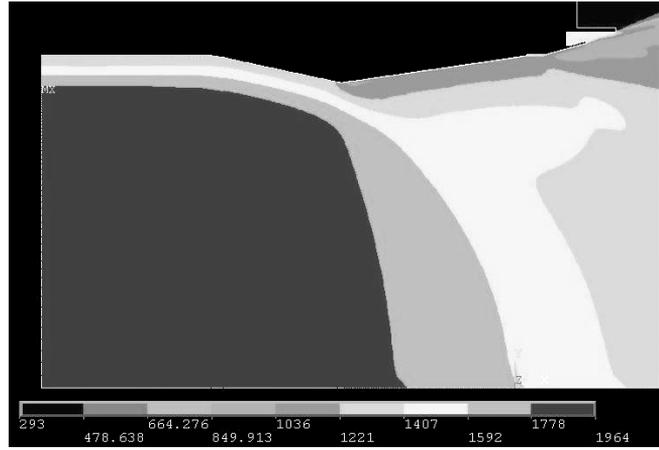


Рис. 4. Поле статической температуры в сопле (неравномерный температурный профиль)

ющиеся створки и проставки. Проставка представляет собой спаренные пластины, между которыми может перемещаться пластина створки. При этом в дозвуковой части сопла имеются свои створки и проставки, а в сверхзвуковой части — свои. Каждая створка на концах крепится в шарнирном соединении. Регулирование критического сечения сопла осуществляется перепадом давления на наружной и внутренней сторонах створок (внутренняя сторона — со стороны продуктов сгорания).

В связи с этим для проектировщиков регулируемого сопла ПВРД на жидком топливе, помимо газодинамических потерь, важными характеристиками являются распределения давления вдоль образующих дозвуковой и сверхзвуковой створок сопла.

На рис. 5 и 6 приведены распределения избыточного давления (p_н = 0,101325 МПа) вдоль образующей сверхзвуковой створки, соответствующие

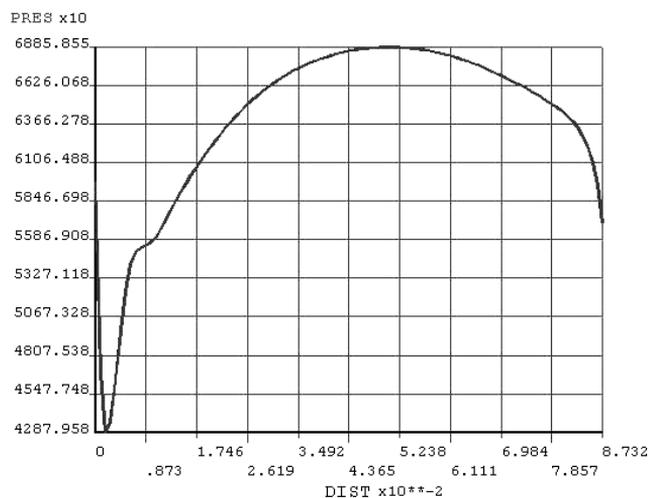


Рис. 5. Изменение давления вдоль образующей сверхзвуковой створки сопла (равномерный температурный профиль)

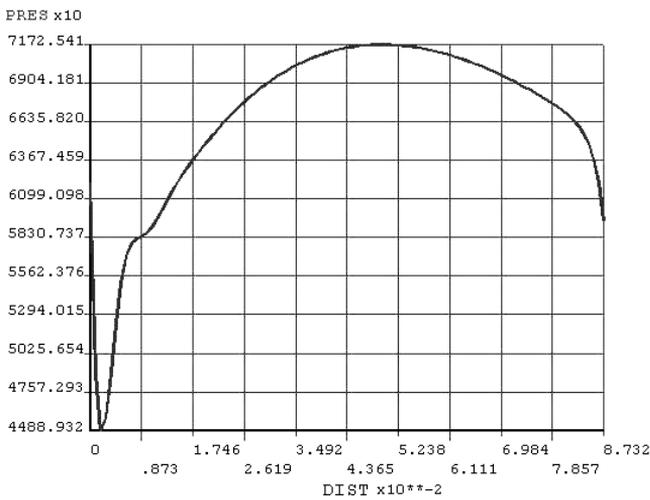


Рис. 6. Изменение давления вдоль образующей сверхзвуковой створки сопла (неравномерный температурный профиль)

вариантам 2 (равномерный профиль температуры) и 4 (температурная неравномерность на входе).

Видно, что температурная неравномерность на входе в сопло приводит к повышению давления на сверхзвуковой створке примерно на 4%. То же самое можно сказать и о дозвуковой створке сопла, только там прирост давления составляет ~ 2%. Возрастание давления на стенках сопла и является причиной увеличения коэффициента импульса при переходе от равномерного температурного профиля на входе в сопло к неравномерному. При этом пропорционально возрастает коэффициент расхода, так что удельный импульс сопла остается неизменным.

Полученный эффект увеличения коэффициента расхода сопла, связанный с температурной неравномерностью потока на входе, может иметь значение при экспериментальном определении коэффициента полноты сгорания в камере ПВРД на жидком топливе. Стандартная методика определения полноты сгорания предполагает, что при проведении огневых испытаний штатное сопло ПВРД заменяется мерным коническим соплом с тем же критическим сечением, а коэффициент расхода мерного сопла предварительно определяется с помощью продувок на холодном воздухе.

Коэффициент полноты сгорания топлива определяется из уравнения сохранения энергии в форме

$$\eta = 1 - \frac{I_T + \alpha L_0 I_B^* - (1 + \alpha L_0) I_{п.с}^*}{H_u}, \quad (12)$$

где α — коэффициент избытка воздуха; L_0 — стехиометрический коэффициент; H_u — стандартное значение низшей теплотворной способности топли-

ва; I_T — энтальпия образования топлива; I_B^* — полная энтальпия воздуха; $I_{п.с}^*$ — полная энтальпия продуктов сгорания, истекающих из сопла.

Полная энтальпия продуктов сгорания $I_{п.с}^*$ определяется с помощью $I-T$ -диаграммы в зависимости от полной температуры в критическом сечении мерного сопла $T_{кр}^*$, которая, в свою очередь, вычисляется из уравнения расхода

$$T_{кр}^* = \frac{1}{R} \left(\frac{\phi_c \mu_t m p_{кр}^* F_{кр}}{\sigma_{кр} G_B + G_T} \right)^2, \quad (13)$$

где R — газовая постоянная продуктов сгорания; m — комплекс (7); $\sigma_{кр}$ — коэффициент восстановления полного давления мерного сопла; μ_t — коэффициент, учитывающий тепловое расширение сопла; $F_{кр}$ — площадь критического сечения сопла; G_B и G_T — расходы воздуха и топлива; $p_{кр}^*$ — полное давление в критическом сечении сопла (измеряется с помощью гребенки полного давления и осредняется по всем точкам).

Существует еще одна форма представления полноты сгорания топлива:

$$\eta = \frac{T_{кр}^*}{T_{кр.р}^*}, \quad (14)$$

где $T_{кр.р}^*$ — равновесная температура продуктов сгорания. Она определяется из уравнения (12) при подстановке вместо η единицы, а вместо $I_{п.с}^*$ — равновесной энтальпии продуктов сгорания $I_{п.с.р}^* = f(p_{кр}^*, T_{кр.р}^*, \alpha)$, которая определяется в ходе термодинамических расчетов.

Из выражений (13), (14) видно, что коэффициент полноты сгорания топлива η пропорционален коэффициенту расхода сопла ϕ_c во второй степени, т.е. погрешность, связанная с коэффициентом расхода, при вычислении коэффициента полноты сгорания удваивается.

Для конического сужающегося сопла было проведено пять вариантов расчета с различными исходными данными. Результаты расчетов представлены в табл. 3.

Варианты 1, 2 соответствуют равномерному температурному профилю, варианты 3, 4 соответствуют неравномерному температурному профилю

Таблица 3 Выводы

№	K	T_{cp}^* , К	φ_c	$\varepsilon_G, \%$	$\varepsilon_T, \%$
1	1,4	293	0,9891	0,038	0,035
2	1,4	2000	0,9888	0,027	0,032
3	1,4	2000	1,0072	0,029	0,027
4	1,25	2000	1,0011	0,031	0,028
5	1,25	2500	1,0038	0,034	0,021

(см. рис. 2). В варианте 5 задавался неравномерный профиль, аналогичный профилю, представленному на рис. 2, но с максимальной температурой 2657 К.

Из таблицы видно, что неравномерность температурного профиля на входе в сопло увеличивает коэффициент расхода конического мерного сопла на 1—1,5%. Таким образом, в стандартной методике обработки экспериментальных данных по определению полноты сгорания в камере ПВРД на жидком топливе заложена систематическая погрешность, которая уменьшает значение полноты сгорания на 2—3 %. Эта погрешность связана с тем, что коэффициент расхода мерного сопла φ_c в выражении (13) определяется в ходе продувок на холодном воздухе без учета температурной неравномерности потока на входе, которая имеет место в огневых испытаниях.

1. С помощью CFD-моделирования показано, что радиальная температурная неравномерность на входе в сопло ПВРД приводит к повышению коэффициентов расхода и импульса сопла на 1 — 1,5%.

2. При обработке результатов огневых испытаний ПВРД на жидком топливе использование коэффициента расхода сопла, полученного на холодных продувках, приводит к заметным ошибкам. Так, при определении полноты сгорания двигателя эта ошибка может достигать 3%.

Библиографический список

1. Александров В.Н., Быцкевич В.М., Верховолов В.К. и др. Интегральные ПВРД на твердых топливах. — М.: Академкнига, 2006.
2. Владимирова Н.А. Опыт решения научных, прикладных и промышленных задач: высокопроизводительные вычисления в газодинамическом комплексе программ ANSYS/CFX и сеточных пакетах ANSYS/ICEM CFD и ANSYS/CFX- Mesh. // Тр. конференции «Численная геометрия, построение расчетных сеток и высокопроизводительные вычисления». ВЦ РАН. 2006. С. 200—209.

ОАО ТМКБ «Союз»
Статья поступила в редакцию 20.09.2009