Федеральное государственное бюджетное общеобразовательное учреждение высшего образования Казанский национальный исследовательский университет им. А.Н. Туполева-КАИ

На правах рукописи

Aug

Кириллова Анна Николаевна

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ УТОПЛЕННОГО СОПЛА И АБЛЯЦИИ ТЗП НА ПРОЦЕССЫ ИСТЕЧЕНИЯ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ В РДТТ

Специальность: 2.5.15 – Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки летательных аппаратов

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель: кандидат технических наук, доцент кафедры Сабирзянов А. Н.

Оглавление

Список принятых сокращений и условных обозначений	4
Введение	4
Глава 1 Коэффициент расхода. Моделирование. Верификация	18
1.1 Коэффициент расхода	18
1.2 Моделирование	24
1.3 Верификация	42
1.3.1 Коэффициент расхода классических сопел	42
1.3.2 Коэффициент расхода утопленных сопел	44
1.4 Выводы по главе 1	50
Глава 2 Многофакторность коэффициента расхода	52
2.1 Выбор форм и влияющих параметров	52
2.2 Входной участок утопленного сопла радиусной формы	57
2.3 Входной участок утопленного сопла эллипсоидной формы	67
2.4 Входной участок утопленного сопла, построенный с	
использованием контура Витошинского	72
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2	72 77
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2 Глава 3 Расходонапряженность	72 77 79
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2 Глава 3 Расходонапряженность 3.1 Расходонапряженность	72 77 79 79
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2 Глава 3 Расходонапряженность 3.1 Расходонапряженность	72 77 79 79 81
использованием контура Витошинского	72 77 79 79 81 87
использованием контура Витошинского	72 77 79 79 81 87
использованием контура Витошинского	72 77 79 79 81 87 90
использованием контура Витошинского	72 77 79 79 81 87 90
использованием контура Витошинского	72 77 79 79 81 87 90
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2 Глава 3 Расходонапряженность 3.1 Расходонапряженность	72 77 79 81 87 90 93 95
использованием контура Витошинского 2.5 Выводы по главе 2 Глава 3 Расходонапряженность	72 77 79 81 87 90 93 95
использованием контура Витошинского	72 77 79 81 87 90 93 95 97

4.2 Определяющие параметры взаимодействия ТЗП и основного потока 100
4.3 Особенности теплозащитных материалов входного участка
утопленного сопла103
4.4 Особенности подхода к моделированию 108
4.5 Влияние абляции на коэффициент расхода123
4.6 Выводы по главе 4134
Глава 5 Обобщенная зависимость коэффициента расхода для
РДТТ при наличии утопленного сопла136
5.1 Обобщенная зависимость136
5.2 Выводы по главе 5143
Заключение 144
Список использованных источников информации 145
Приложение
Приложение А (Акт внедрения результатов диссертационной работы) 160
Приложение Б (Грамоты. Дипломы)161

Список принятых сокращений и условных обозначений

Принятые сокращения:

- КС камера сгорания;
- РДТТ ракетный двигатель твердого топлива;
- СП стеклопластик;
- ТЗМ теплозащитный материал;
- ТЗП теплозащитное покрытие;
- УП углепластик;
- УУКМ углерод-углеродный композиционный материал;
- ФФС фенолоформальдегидное связующее;
- CFD (Computational Fluid Dynamics) вычислительная гидродинамика;
- *ewt* (Enhanced Wall treatment) функция для расширенного пристеночного моделирования;
- *newf* (Non Equilibrium Wall Functions) неравновесная пристеночная функция;
- RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes) осредненные по Рейнольдсу уравнения Навье-Стокса;
- RNG (Renormalization Group) модель турбулентности семейства *k*-ε, полученная по помощи теории ренормализованных групп;
- SST (Shear-Stress Transport) модель сдвиговых напряжений Ментера;
- *swf* (Standard Wall Functions) стандартная пристеночная функция;

Условные обозначения:

- Re-число Рейнольдса;
- Nu число Нуссельта;
- Pr число Прандтля;
- \dot{m} секундный массовый расход, [кг/с];
- μ коэффициент расхода;
- *p* –давление, [Па];

- 5
- F площадь сечения сопла, [м²];
- β-удельный импульс давления (расходный комплекс), [м/c];
- Т-температура, [К];
- v, W скорость потока, [м/с];
- ρ плотность потока, [кг/м³];
- π перепад давлений;
- *k* отношение теплоемкостей;
- *R* равновесное значение газовой постоянной, [Дж/(моль·K)];
- δ^* толщина вытеснения пограничного слоя, [м];
- d диаметр сечения, [м];

R – радиус сопла, [м];

- \overline{R} относительный радиус;
- *R*^{*} радиус входа в сопло, [м];
- L_{yr} длина утопленной части сопла, [м];

*L*₃ – длина заряда, [м];

- \overline{L}_{yT} степень утопленности сопла;
- *l* длина входного участка, [м];
- *х* текущая координата, [м];
- \overline{X} относительный параметр длины;
- $\overline{x}-$ относительная координата по длине сопла;
- $\dot{m}_{{
 m yr}.F}$ относительная расходонапряженность;
- *C_f* коэффициент трения;
- θ угол, [°];
- α коэффициент конвективной теплоотдачи, [Вт/(м²·К)];
- Е-энергия потока, [Вт];
- ξ потери;
- *I*-удельный импульс, [м/с];
- *q* тепловой поток, [Вт];
- C_p теплоемкость, [Дж/(кг·К)];

- $\tilde{\tau}_0$ приведенное значение температуры;
- **π**₀ приведенное значение давления;
- В параметр вдува;
- \bar{T}_{w} относительная температура вдува;
- *Т*_{w,*i*} температура вдува, [К];
- σ коэффициент восстановления полного давления во входном участке сопла;

Подстрочные нижние индексы:

- 0 параметры торможения;
- 1 образующая входного участка сопла;
- 2-образующая входа в минимальное сечение сопла;
- 2ф двухфазная;
- 3 образующая входа внешней кромки утопленной части сопла;
- 4 образующая вытягивания входной части утопленного сопла;
- а срез сопла;
- в вход утопленной части сопла;
- вх входной;
- гд газодинамическая;
- м минимальное сечение;
- нер неравномерность параметров;
- с вход в сопло;
- тр трение;
- ут утопленность;
- Σ суммарный;
- *r* осевая координата;
- *х* координата длины;
- *w* параметр стенки, вдува;

Введение

Актуальность темы исследования. Степень ее разработанности.

Исследование совершенства процессов истечения интересовало и интересует ученых на всем протяжении развития техники. На каждом витке развития находились параметры, способные улучшить энергетические показатели уже имеющихся агрегатов и двигателей.

Современное развитие двигателестроения тоже разделяется на «витки», в которых движущими силами развития попеременно являются: разработка высокоэнергетических топлив, повышение уровня теплостойкости материалов и совершенствование конструктивного исполнения. На данный момент двигателестроение находится на очередном этапе застоя в развитии теплостойких материалов, что не дает использовать более высокотемпературные, а значит и энергетически эффективные топлива без критического увеличения массы. Очевидно, что при использовании материалов с предельными свойствами приходится увеличивать толщины теплозащитных покрытий (ТЗП), что увеличивает массу двигателя, а значит уменьшает выигрыш от топлива для полезной массы ракеты. Может получится, что использование нового топлива будет приводить к минимальному выигрышу по полезной нагрузке, скорости и дальности, а затраты несомненно увеличатся. Это означает, что образовавшийся «застой» для ТЗП необходимо и возможно заполнить выигрышем по энергетическому совершенству конструкции за счет усовершенствования инженерных методик и соответственно, снижению потерь удельного импульса, тяги и расхода двигателей.

Потери, возникающие при работе двигателей, сокращаются с улучшением уровня техники. Было время, когда потери в 30 % считались нормальными и естественными. Такие запасы закладывались в конструкции. При исследовании работ, посвященных коэффициенту расхода, можно отметить те, в которых говорится, что можно не учитывать влияние какого-либо фактора, если оно не превышает 5 %. Такие запасы объяснялись уровнем совместного

7

развития материалов, топлив, способов исследования и требований к агрегатам. Погрешность в 5 % позволяла отмести погрешность проводимых экспериментов. Ведь большинство исследований и зависимостей проводились на эмпирической основе в (60-80) - х гг. 20 века.

Новая волна развития, о которой уже упоминалось выше, сопровождается быстрым развитием численных методов с применением компьютеров. Мощности современных машин позволяют проводить газодинамические исследования трехмерных моделей с количеством ячеек, достигающих десятков миллионов. При должной настройке модели погрешность исследования уменьшается до тысячных долей процента. Естественно не стоит забывать о том, что для разного типа задач эти показатели могут разниться, однако для некоторых задач газовой динами данные показатели уже достигнуты.

В рамках современного вектора развития техники и технологий одной из важных и приоритетных задач считается повышение энергоэффективности разрабатываемых изделий [18, 74, 107]. Взаимодействие выбранного способа теплозащиты силовой конструкции и выбранного топлива без использования специальных рекомендаций к форме каналов может приводить к снижению реальных характеристик, а также перетяжелению конструкции. Известные рекомендации по выбору форм сопел желательно должны говорить не только о том, какую форму выбрать предпочтительнее, но и позволять оценить уровень потерь, связанных с выбранной формой. Избежать потерь, приводящих к снижению тяги, полностью является невозможным, однако выбор оптимального соотношения характеристик проектируемой конструкции при стремлении к минимуму потерь позволит повысить реализуемость энергетического потенциала используемого топлива.

Ракетные двигатели твердого топлива (РДТТ) являются повсеместно используемыми вариантами реактивных двигателей. Отличаются мобильностью и относительной простотой в использовании. К множеству двигателей данного типа предъявляются ограничения по габаритным размерам [25, 63], которые накладываются как на диаметр изделия, так и на длину. Ограничение на длину особенно актуально для компоновок двигателей верхних ступеней ракетоносителей [48], а также для ракет, размещаемых в контейнерах, что особенно актуально для подводных лодок [28]. Основным исполнительным органом реактивных двигателей является сопло, что позволяет уделять ему особое внимание при проектировании. При использовании классической компоновки РДТТ приходится использовать многосопловые конструкции сопла [55] или с усеченной сверхзвуковой частью, что накладывает потери в скорости полета, дальности и тяге двигателя, или для их уменьшения приходится прибегать к дополнительным конструктивным вариантам раскрытия длины сверхзуковой части после старта [48]. Одним из наиболее интересных вариантов сохранения достаточной длины сопла, а также расположения органов управления вектором тяги, например, посредством вдува в закритическую часть сопла [4, 11, 55] является утапливание его в камеру двигателя. Данная конструкция вносит свои возмущения в поток и вызывает потери удельного импульса и тяги, однако при должном подходе выигрыш по сравнению с укороченным вариантом при учете возможности расположить больше топлива оказывается более значимым.

Действительный процесс течения в соплах ракетных двигателей происходит с заметным отличием от идеального. На течение в соплах РДТТ оказывают влияние особенности контура сопла, наличие скачков уплотнения, неоднородность термодинамических параметров по сечению потока, наличие конденсированной фазы и изменение площади критического сечения в результате разгара и тепловых деформаций деталей. Хотя основную роль в преобразовании энергии топлива в тягу играет сопло и потери, связанные с его геометрией, исследуются многими учеными [30, 61, 64, 126], однако конструкция утопленного сопла, характерная для РДТТ, проектируется по аналогии с неутопленным без учета газодинамических потерь, возникающих из-за конструктивного размещения сопла данного типа и без учета влияния на них особенностей взаимодействия с материалами. Неравномерности скорости по направлению и по величине оказывают влияние на значение действительных параметров потока

9

- их отклонение от идеальных [93, 94]. Отклонение процесса истечения из сопла ракетного двигателя от идеального приводит к потерям расхода и импульса [56]. Учет расходных характеристик сопел и определение параметров от которых эти характеристики зависят является одним из основных направлений исследований, направленных на повышение энергетических характеристик разрабатываемых изделий. Существующие работы по исследованию влияния различных геометрических характеристик и параметров потока на коэффициент расхода, как показатель совершенства расходных характеристик, классических сопел позволили получить эмпирические зависимости. В силу своего характера: точности проводимых натурных и численных экспериментов, обобщенности полученных данных, данные зависимости не всегда можно применить к разрабатываемому или исследуемому соплу, если предъявляются повышенные требования к точности. Выбор коэффициента расхода, как показателя совершенства расходных характеристик, остается актуальным для двигателей, так как тяга непосредственно зависит от расхода и используется повсеместно [25, 56, 61, 64, 95, 117]. Как отмечалось в работе [56], для классического сопла межконтинентальной баллистической ракеты с дальностью полета порядка 10 000 км и удельным импульсом 310 с уменьшение его на 1 % приводит к уменьшению дальности полета на 500 км, т.е. на 5 %. Данный пример показывает всю важность исследований, посвященных совершенству процессов истечения и в частности коэффициента расхода. Потери, связанные с утопленностью сопла, как представлено в работе [64], для удельного импульса могут достигать 4 %. Форма входного участка утопленного сопла может быть различной. Выбор формы основывается на накопленном опыте, удобстве производства и технологичности. Существуют некоторые рекомендации по выбору формы [11, 67, 94], но без уточнения влияния на потери расходных характеристик. Непосредственная оценка влияния формы на расходные характеристики была представлена Наумовым В.Н. [25, 66], однако ее трудно интерполировать на возможные варианты проектируемых конструкций. Немаловажную роль при выборе формы входного участка имеет способ организации управления вектором тяги [4, 66, 81], а также тепловые процессы [122]. Например, независимо от формы входного участка утопленного сопла поворотноуправляющие сопловые блоки при наличии значительного радиуса входа в минимальное сечение получаются достаточно громоздкими. При этом правильный выбор формы входного участка позволит учесть воздействие высокотемпературных потоков, а также минимизировать потери, накладываемые утопленностью. Современные требования к ракетным двигателям требуют качественной оценки потерь, которая позволяет эффективно использовать потенциал топлива и теплозащитного покрытия. Задача взаимосвязанного развития используемых топлив, а именно повышения камерного давления, температуры продуктов сгорания и выбора теплозащитного покрытия при минимизации массы конструкции, сводится к поиску наиболее эффективных решений и анализу возникающих потерь. Определение потерь, накладываемых геометрией входного участка, позволит выбрать наиболее оптимальные конструкционные решения, позволяющие увеличить дальность, массу полезной нагрузки как аналогов современных конструкций, так и вновь разрабатываемых изделий.

Цели и задачи исследования.

Предметом исследования является коэффициент расхода, как показатель совершенства процессов истечения. Объектом исследования являются входные участки утопленных сопел РДТТ. Из возможных вариантов для исследования выбраны наиболее распространенные формы входного участка утопленного сопла: радиусная, эллипсоидная и форма, полученная с использованием формулы Витошинского. Рассматривается влияние степени утопленности, относительного расхода над утопленной частью сопла, а также вклада абляции теплозащитного материала входного участка сопла.

Цель диссертационной работы: определение влияния геометрических параметров утопленного сопла РДТТ на коэффициент расхода как показателя совершенства процессов истечения во взаимосвязи с абляцией теплозащитных материалов входного участка сопла с применением современных методов численного моделирования. Задачи исследования:

— провести верификацию численной модели исследования с использованием пакета программ ANSYS Fluent;

 провести исследование влияния степени утопленности на коэффициент расхода сопла;

провести исследование влияния формообразующих параметров
 входного участка на коэффициент расхода сопла;

 провести исследование влияния доли массового расхода над утопленной частью на коэффициент расхода сопла;

— провести исследование влияния абляции ТЗП входного участка на коэффициент расхода утопленного сопла.

Научная новизна:

— получены развернутые практические рекомендации по проектированию входного участка утопленного сопла для радиусной, эллипсоидной форм и формы, полученной с использованием формулы Витошинского с раскрытием влияния формообразующих параметров на коэффициент расхода;

— вместо параметра относительного расхода предложен более информативный параметр относительной расходонапряженности, который повышает удобство и эффективность расчетов при проектировании РДТТ с утопленными соплами;

 на основе верифицированной численной модели получена обобщенная зависимость для определения коэффициента расхода утопленного сопла с радиусной и эллипсоидной формами входного участка от четырех параметров;

— определено влияние абляции с поверхности входного участка на коэффициент расхода утопленного сопла. Получено, что определяющими параметрами является форма входного участка утопленного сопла и параметры продуктов абляции.

Теоретическая и практическая значимость работы.

Полученные результаты и обобщенная зависимость для определения коэффициента расхода утопленных сопел могут быть рекомендованы при проектировании утопленных сопел РДТТ на предприятиях оборонно-промышленного комплекса, а также в качестве учебно-методических материалов, и являются базой для дальнейших исследований в данной области.

Методология и методы исследования.

Для достижения результата в работе использовались аналитические и численные методы. Моделирование проводилось с применением пакета расчетных программ ANSYS Fluent, который использует надежные методы современного численного моделирования задач газовой динамики, основанные на решении полных двумерных осесимметричных уравнений Навье-Стокса, осредненных по Рейнольдсу и замкнутых выбранной моделью турбулентности.

Положения и результаты, выносимые на защиту:

1) Результаты исследования формообразующих параметров входных участков радиусной, эллипсоидной форм и формы, образованной с использованием формулы Витошинского и степени утопленности сопла, влияющих на газодинамическую составляющую коэффициента расхода.

2) Введенный параметр относительной расходонапряженности, который является более информативным, чем относительный расход, повышает удобство и эффективность расчетов при проектировании РДТТ с утопленными соплами. Результаты исследования влияния относительной расходонапряженности на коэффициент расхода сопла.

 Результаты исследования влияния процессов абляции теплозащитного материала входного участка сопла на коэффициент расхода, где определяющими параметрами являются форма входного участка утопленного сопла и параметры продуктов абляции.

4) Обобщенная зависимость для определения коэффициента расхода утопленного сопла с радиусной и эллипсоидной формами входного участка в зависимости от относительного радиуса входа утопленного сопла в минимальное сечение, степени утопленности сопла, относительного радиуса вытягивания входной части утопленного сопла и относительной расходонапряженности во взаимосвязи друг с другом.

Достоверность и обоснованность результатов.

Основывается на верификации полученных коэффициентов расхода для классических сопел и верификации на основании исследования потерь удельного импульса утопленных сопел. Качественное и количественное соответствие результатов с экспериментальными и теоретическими данными других авторов, обеспечиваются корректностью и полнотой используемых моделей, соответствием области применимости моделей кругу исследуемых физических явлений, сходимостью вычислительных алгоритмов и использованием сертифицированного программного комплекса ANSYS Fluent.

Апробация работы и публикации.

Список публикаций по теме диссертации содержит 30 наименований, из которых 5 статей опубликовано в журналах, рекомендованных ВАК, 23 тезиса докладов по итогам Всероссийских и международных конференций, 6 статей входят в базы WebofScience, Scopus (с учетом переводных статей). Публикации в изданиях, рекомендованных ВАК:

1. Кириллова, А.Н. Моделирование коэффициента расхода сопла ракетного двигателя / Сабирзянов А.Н., Глазунов А.И., Кириллова А.Н., Титов К.С. // Изв. Вузов. Авиационная техника. 2018. № 2. С. 105–111.

2. Кириллова, А.Н. Многофакторность влияния степени утопленности сопла на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова // Вестник Концерна ВКО «Алмаз-Антей». 2018. № 1 (24). С. 43–50

3. Кириллова, А.Н. Влияние относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла с радиусным входным участком на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова // Изв. вузов. Авиационная техника. 2020. № 2. С. 125–131

4. Кириллова, А.Н. Влияние геометрических параметров входного участка утопленного сопла на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова, Ч.Б. Хаматнурова // Вестник Московского авиационного института. 2020. Т. 27. № 2. С.140–148

5. Кириллова. А.Н. Влияние вдува продуктов разложения теплозащитного покрытия на коэффициент расхода утопленного сопла / А.Н. Кириллова, А.Н. Сабирзянов // Изв. Вузов. Авиационная техника. 2021. № 2. С. 129–135.

Диссертационная работа, отдельные ее разделы и результаты докладывались и обсуждались на 23 международных, Всероссийских и межрегиональных конференциях: межрегиональной отраслевой научно-технической конференции «Люльевские чтения» (2016 г., 2018 г., 2020 г., г. Екатеринбург); международной научно-технической конференции «Проблемы и перспективы развития двигателестроения» (2016 г., 2018 г., г. Самара); Всероссийской научнопрактической конференции с международным участием «Новые технологии, материалы и оборудование российской авиакосмической отрасли» - АКТО (2016 г., 2018 г., г. Казань); Х школе-семинаре молодых ученых и специалистов академика РАН В.Е. Алемасова «Проблемы тепломассообмена и гидродинамики в энергомашиностроении» (2016 г., г. Казань); научной конференции с международным участием «Неделя науки СПбПУ» (2016 г., г. Санкт-Петербург); международной молодёжной научной конференции «Королёвские чтения» (2017 г., г. Самара); XXXXVI Всероссийском симпозиуме «Механика и процессы управления» (2017 г., Государственный ракетный центр им. ак. В.П. Макеева г. Миасс); международной молодёжной научной конференции «Гагаринские чтения» (2017 г., г. Москва); международной молодёжной научной конференции «Туполевские чтения» (2017 г., 2019 г., г. Казань); научно-технической конференции "Математическое моделирование, инженерные расчеты и программное обеспечение для решения задач ВКО" (2017 г., г. Москва); Всероссийской научно-технической конференции «Ракетно-космические двигательные установки» (2018 г., г. Москва); XI Общероссийской научно-технической конференции «Молодежь. Техника. Космос» (2019 г., г. Санкт-Петербург); конференции в рамках всероссийского молодежного конкурса научно-технических работ «Орбита молодежи-2019» (2019 г., БГТУ ВО-ЕНМЕХ им. Д.Ф. Устинова г. Санкт – Петербург); на очном этапе XI Всероссийского межотраслевого молодежного конкурса научно-технических работ и проектов «Молодежь и будущее авиации и космонавтики» (2019 г., МАИ г. Москва); XIII Международной конференции по прикладной математике и механике в аэрокосмической отрасли (2020 г., г. Алушта, Крым).

Проведение исследований по определению влияния процессов абляции теплозащитных покрытий входных участков утопленных сопел поддержано грантом РФФИ № 19-38-90277.

Работы, отмеченные дипломами (см. приложение Б):

Диплом 3 степени за лучший доклад на Всероссийской научно-практической конференции с международным участием «Новые технологии, материалы и оборудование российской авиакосмической отрасли» - АКТО (г. Казань, 2016 г.); Диплом 3 степени за лучший доклад на международной молодёжной научной конференции XXIII «Туполевские чтения» (г. Казань, 2017 г.); Диплом за лучший доклад на международной научно-технической конференции «Проблемы и перспективы развития двигателестроения» (г. Самара, 2018 г.); Диплом 1 степени за лучший доклад на Всероссийской научно-практической конференции с международным участием «Новые технологии, материалы и оборудование российской авиакосмической отрасли» - АКТО (г. Казань, 2018 г.); Грамота за 1 место за доклад на XI Общероссийской научно-технической конференции «Молодежь. Техника. Космос» (г. Санкт – Петербург, 2019 г.); Диплом за лучший доклад на XIII Международной конференции по прикладной математике и механике в аэрокосмической отрасли (г. Алушта, 2020 г.)

Внедрение результатов исследований.

Результаты диссертационной работы (см. приложение А):

— используются при проведении учебных занятий и научно-исследовательских работ в КНИТУ-КАИ.

Личный вклад автора.

Диссертационное исследование проведено и описано автором самостоятельно. Все результаты, приведенные в диссертации, получены лично автором. Анализ полученных результатов проведен под руководством научного руководителя А.Н. Сабирзянова.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения и списка использованных источников информации. Полный объем диссертации составляет 166 страниц, 62 рисунка и 1 таблицу. Список использованных источников информации содержит 127 наименований. Приложение содержит акт внедрения, копии дипломов и грамот.

Глава 1 Коэффициент расхода. Моделирование. Верификация

В данной главе на основании обзора и анализа научно-технической литературы выбирается подход к исследованию параметров, влияющих на коэффициент расхода ракетных двигателей, и методы моделирования с использованием пакета программ ANSYS Fluent. Рассматриваются вопросы верификации выбранного подхода и полученных результатов.

1.1 Коэффициент расхода

Действительный процесс течения в соплах ракетных двигателей происходит с заметным отличием от идеального. На течение в соплах оказывают влияние особенности контура сопла, наличие скачков уплотнения, неоднородность термодинамических параметров по сечению потока, наличие конденсированной фазы и изменение площади критического сечения в результате разгара и тепловых деформациях деталей [25]. Это вызывает как неравномерность скорости по направлению (непараллельность истечения), так и неравномерность скорости по величине (неоднородность потока). Все эти процессы оказывают влияние на значение действительных параметров потока – их отклонение от идеальных. Отклонение процесса истечения из сопла ракетного двигателя от идеального приводит к потерям расхода и импульса.

Совершенство процессов в КС и в предсопловом объеме определяет значение расходного комплекса [25]. Экспериментальные и расчетно-теоретические данные процессов горения твердого топлива, массового расхода уносимых материалов элементов конструкции, тепловых потерь позволяют уточнять совершенство внутрикамерных процессов. Внутрикамерные потери и пространственное распределение внутрибаллистических параметров корректируется коэффициентом расхода, используемым для определения секундного массового расхода РДТТ:

$$\dot{m} = \frac{\mu_{\Sigma} \cdot p_0 \cdot F_{\mathrm{M}}}{\beta},$$

где μ_{Σ} – суммарный коэффициент расхода [25], p_0 – давление в КС, F_{M} – площадь минимального сечения сопла, β – удельный импульс давления (расходный комплекс), подсчитанный при фиксированном давлении для исходного состава (от сгорания только твердого топлива) продуктов сгорания.

При этом расходный комплекс определяется как $\beta = \frac{p_{oc} \cdot F_{M}}{m}$, а коэффициент расхода в общем случае является отношением реального расхода к идеальному (максимально возможному в данных условиях). Для определения коэффициента расхода удобно использовать формулу:

$$\mu = \frac{\dot{m}}{A(k) \cdot p_0 \cdot F_{\rm M} / \sqrt{R \cdot T_0}},\tag{1.1}$$

где \dot{m} – значение действительного расхода; T_0 , k и R – температура торможения на входе в сопло, отношение теплоемкостей и равновесное значение газовой постоянной в минимальном сечении сопла соответственно; $A(k) = \sqrt{k} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{2(k-1)}}$; $k = \frac{C_p}{C_v}$ – отношение теплоемкостей рабочего тела при постоянном давлении и постоянном объеме.

Результаты экспериментальных исследований коэффициента расхода, его обобщенные зависимости и методы расчета описаны во многих работах, например У.Г. Пирумова, Г.Н. Абрамовича и др., также широко представлены результаты исследований применительно к РДТТ. Более корректная запись зависимости (1.1) предполагает учет изменения всех составляющих уравнения во времени.

Известные формулы и зависимости для определения коэффициента расхода применительно к РДТТ представлены в специализированной литературе, например [2, 25, 94]. Приближенные формулы приведены в работе [94] при определении коэффицента расхода в зависимости от сжимаемости газа и геометрических характеристик сопел. Одна из представленных зависимостей имеет обобщенный характер для различного перепада давления в двигателе и сжимаемости рабочего тела. Для сопел с радиусным входом и большим перепадом давления формула принимает вид:

$$\mu = \frac{1}{1 + 0.171 \cdot \zeta_{\rm x}},\tag{1.2}$$

где коэффиицент $\zeta_x = e^{-4R_2/R_M}$.

Также можно отметить формулу [94], применяемую в случае использования сопел с большим радиусом скругления или выполненных по формуле Витошинского, в которых поджатие струи пренебрежимо мало и коэффициент расхода обусловлен лишь наличием пограничного слоя:

$$\mu = \frac{1}{1 + (4 \cdot \delta^* / d_{_M})},$$

где δ^* - толщина вытеснения пограничного слоя.

В зависимости от того ламинарный (200 < Re < 6,8·10⁵) или турбулентный, пограничный слой в дозвуковой части справедливыми считаются формулы:

$$\mu = \frac{1}{1+6,5/\sqrt{Re}};$$

$$\mu = \frac{1}{1 + 0.18/Re^{0.2}}.$$

Показатель совершенства расходных характеристик – коэффициент расхода является суммарным коэффициентом и представляет собой произведение различных его составляющих, как представлено в работе [25]:

$$\mu_{\Sigma} = \prod_{i=1}^{n} \mu_{i}.$$

С учетом основных действующих факторов суммарный коэффициент расхода РДТТ записывается в виде [25]:

$$\mu_{\Sigma}(\tau) = \mu_{\rm Fg}(\tau)\mu_{2\phi}(\tau)\mu_{F_{\rm M}}(\tau)\mu_{\beta}(\tau),$$

где $\mu_{rg}(\tau)$ – газодинамическая составляющая μ_{Σ} , учитывающая потери давления по тракту, неравномерность параметров в сопле и трение в дозвуковой его части; $\mu_{2\phi}(\tau)$ – двухфазная составляющая, учитывающая двухфазность продуктов сгорания; $\mu_{F_M}(\tau)$ – составляющая, учитывающая изменение площади критического сечения при разгаре и тепловых деформациях деталей; $\mu_{\beta}(\tau)$ – составляющая, учитывающая, учитывающая двухфазность потока, проходящего через критическое сечение сопла, вследствие изменения давления, подмешивания продуктов разложения и уноса теплозащитных покрытий, а также осаждения конденсированных продуктов сгорания на стенки КС и сопла.

Газодинамический коэффициент расхода при этом определяется по формуле [25]:

$$\mu_{\rm rd}(\tau) = \mu_p(\tau)\mu_{\rm Hep}(\tau)\mu_{\rm Tp}(\tau),$$

где $\mu_p(\tau)$, $\mu_{\text{нер}}(\tau)$, $\mu_{\text{тр}}(\tau)$ - составляющие, учитывающие соответственно потери давления, неравномерность параметров в сопле, трение в дозвуковой части

сопла. Составляющая, учитывающая потери давления разбивается на учет потерь давления в канале заряда и в околосопловой области.

Расчет составляющей $\mu_{\text{нер}}(\tau)$ заключается в определении исходного коэффициента расхода гладкого неутопленного сопла с тем же относительным радиусом входа в критическое сечение, что и у рассматриваемого, и соответствующих частных коэффициентов расхода к нему, учитывающих утопленность, начальное (технологическое) искажение контура и его искажение в процессе работы РДТТ вследствие уносов теплозащиты сопла, закрутку потока, а также изменение отношения встречных расходов продуктов сгорания (геометрии канала при разгаре заряда) и угла поворота утопленного сопла [25]. Определение всех этих составляющих на данный момент проводят экспериментально [25].

Составляющая газодинамического коэффициента расхода, учитывающая трение, описывается формулой [25]:

$$\mu_{\rm Tp}(\tau) = 1 - \frac{2 \cdot \delta^*(\tau)}{R_{\rm M}(\tau)}$$

где $\delta^*(\tau)$ - зависимость толщины вытеснения пограничного слоя в критическом сечении сопла от времени.

На рисунке 1.1, приведенном из работы [25], представлено изменение суммарного коэффициента расхода (5) по времени и его основных составляющих: (1) - газодинамическая $\mu_{rg}(\tau)$, (2) - изменение параметра $\beta \mu_{\beta}(\tau)$, (3) - двухфазная $\mu_{2\phi}(\tau)$, (4) - от изменения критического сечения $\mu_{F_{M}}(\tau)$.

Разложение суммарного коэффициента расхода на его составляющие во многом идеализировано и целесообразно в рамках одномерного моделирования. В реальных условиях все факторы, определяющие значение коэффициента расхода, взаимосвязаны и их совместное моделирование возможно современными методами вычислительной гидродинамики (CFD), не разделяя их

между собой. Современные методы CFD целесообразно использовать для проведения многопараметрических исследований и, в частности, для определения потерь. В свою очередь, применимость современных методов CFD для расчета коэффициента расхода расходомеров переменного перепада давления с требуемой метрологической точностью в коммерческих целях показана во многих работах, например [17, 89].



Рисунок 1.1 – Изменение по времени основных составляющих коэффициента расхода [25]

Применительно к РДТТ наибольшая неравномерность параметров гетерогенного потока и влияние других факторов на коэффициент расхода следует учитывать при проектировании, например, утопленных сопел. Решение сопряженных задач расчета коэффициента расхода средствами современных методов CFD на различных режимах работы РДТТ требует тщательной верификации моделей и методов, что целесообразно проводить раздельно для всех составляющих коэффициента расхода. Данная работа посвящена исследованию газодинамической составляющей коэффициента расхода при допущении о гомогенности исследуемого потока.

1.2 Моделирование

Газодинамические потери составляют основную долю всех потерь и в отношении данной составляющей коэффициента расхода накоплен достаточный экспериментальный и теоретический материал, необходимый для верификации моделей. В данной части работы объектом исследования являлись осесимметричные звуковые и сверхзвуковые классические сопла различной геометрии (см. рис. 1.2). В качестве рабочего тела рассматривался воздух и продукты сгорания при различных параметрах.

Цель данного раздела – обосновать применимость RANS моделей турбулентности и определить требуемое качество сетки для адекватного расчета коэффициента расхода.



Рисунок 1.2 – Исследуемые контуры сопел: а) контур дозвукового сопла; б) контур сверхзвукового сопла. Параметры: R_{BX} – входной радиус сопла, R_M – радиус минимального сечения сопла, θ_M – угол входа в сопло, R_1 , R_2 – образующие радиусы входного участка, θ_c – угол раскрытия сверхзвукового участка, R_a – радиус выходного сечения сопла (радиус среза)

Основными исследуемыми параметрами, определяющими величину коэффициента расхода, являются параметры дозвуковой части сопла [47]:

— угол наклона контура дозвуковой части сопла $\theta_{\rm M}$; отношение площадей (радиусов) критического и входного сечений $F_{\rm M}/F_{\rm BX}$ ($R_{\rm M}/R_{\rm BX}$);

— скругление контура сопла на входе R_1 и в критическом сечении R_2 (см. рис. 1.2);

 газодинамические параметры потока (состояние пограничного слоя, число Re и толщина пограничного слоя, отношение теплоемкостей и т.д.).

— Параметры сверхзвукового участка сопла не оказывают определяющего влияния на коэффициент расхода и не учитываются при его расчете согласно обобщенным зависимостям [25, 77].

Для проведения численного исследования выбран современный пакет программ ANSYS Fluent, используемый повсеместно для решения сложных газодинамических задач CFD. Данный пакет предоставляет возможность моделировать газодинамические процессы в пространственной постановке. При этом решается полная система дифференциальных уравнений Навье-Стокса, осредненных по Рейнольдсу, и замкнутых уравнениями для выбранной модели турбулентности. Результатом решения такой системы являются трехмерные или двумерные поля скоростей, давлений и температур в объемах и плоскостях каналов.

Для рассматриваемой задачи применялся решатель Pressure-based Copled, позволяющий совместно решать систему уравнений газодинамики и получать устойчивые решения. Использовался второй порядок дискретизации уравнений.

Моделирование проводилось в рамках осесимметричной задачи в идеально газовом приближении адиабатной постановки стационарной задачи в условиях высокотемпературного сжимаемого потока высокого давления. Решение в трехмерной постановке использовалось в целях проверки адекватности применения двумерной модели [47]. Геометрическая модель, помимо КС и сопла, включала дополнительный объем для моделирования истечения сверхзвуковой или звуковой струи в свободное пространство, что исключало необходимость определения граничных условий на выходе из сопла [47]. Сеточная модель КС и сопла основана на структурированной сетке.

Граничные условия моделирования [47]:

— на входе в КС задавались равномерное распределение массового расхода (температура, температурные зависимости свойств среды), параметры турбулентности потока (интенсивность и гидравлический диаметр);

на выходе – постоянство атмосферного давления;

— стенки КС и сопла гладкие с условиями прилипания и непротекания рабочего тела.

Классификация существующих подходов к численному моделированию турбулентных течений основана на степени детальности разрешения турбулентных пульсаций и их энергетического спектра.

Существует следующая классификация полуэмпирических моделей турбулентной вязкости [5]: алгебраические модели; модели с одним дифференциальным уравнением переноса характеристики турбулентности; модели с двумя дифференциальными уравнениями переноса; модели с большим числом уравнений.

Выбор модели турбулентности основывается на подборе рабочего тела и особенностей течения исходя из типа задачи. В программе ANSYS Fluent доступны следующие модели [96]: Inviscid - невязкий поток; Laminar – ламинарный поток; Spalart – Allmars – однопараметрическая модель Спалларта-Алмарса; k-epsilon – семейство моделей турбулентности k- ε ; k-omega – семейство моделей турбулентности k- ε ; k-omega – семейство моделей турбулентности k- ε ; k-omega – семейство моделей турбулентности k- ω ; Reynolds Stress – модель напряжений Рейнольдса; Scale-Adaptive Simulation (SAS) Model – масштабно-адаптивная модель; Detached Eddy Simylation – модель отдельных вихрей (DES модель); Large Eddy Simylation – LES модель.

Приведенный выше список содержит не все доступные в программе модели турбулентности. Большинство из перечисленных моделей имеют несколько модификаций. В частности, для модели *k*-є можно выбрать одну из трех модификаций (стандартную, Renormalization Group (RNG) или Realizable) [5].

В пакете программ ANSYS Fluent [96] трехмерные турбулентные течения вязкой жидкости описываются системой уравнений Навье-Стокса. Система состоит из уравнения сохранения массы:

$$\nabla(\rho \vec{\mathbf{v}}) = 0,$$

которое для двумерного осесимметричного стационарного моделирования определяется по уравнению:

$$\frac{\partial(\rho v_x)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v_r)}{\partial r} + \frac{\rho v_r}{r} = 0;$$

уравнения движения:

$$\nabla(\rho \vec{\mathbf{v}} \cdot \vec{\mathbf{v}}) = -\nabla p + \nabla(\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F},$$

которое, для двумерного осесимметричного стационарного моделирования определяется как:

$$\frac{1}{r}\frac{\partial(\rho v_x v_x)}{\partial x} + \frac{1}{r}\frac{\partial(r\rho v_r v_x)}{\partial r} = -\frac{\partial\rho}{\partial x};$$
$$\frac{1}{r}\frac{\partial(\rho v_x v_r)}{\partial x} + \frac{1}{r}\frac{\partial(r\rho v_r v_r)}{\partial r} = -\frac{\partial\rho}{\partial r};$$
$$\nabla \cdot \vec{\mathbf{v}} = \frac{\partial v_x}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial x} + \frac{v_r}{r};$$

$$\nabla \vec{\mathbf{v}}(\rho E + \mathbf{p}) = \nabla \left(\sum_{j} h_{j} \vec{\mathbf{J}}_{j} \right),$$

где \vec{v} – вектор скорости осредненного течения, \vec{F} – вектор объемных сил, $\bar{\tau}$ – тензор вязких напряжений, р – статическое давление, ρ – плотность, Е – энергия потока, h_j – энтальпия образования частиц, \vec{J}_j – диффузионный поток компонентов j.

При усреднении по Рейнольдсу переменные, используемые в уравнениях Навье – Стокса, представляются как сумма главных значений (среднее по ансамблю или времени) флуктуаций. Для компонентов скорости: $v_i = \bar{v}_i + v'_i$, где \bar{v}_i и v'_i главное значение и флуктуации компонентов скорости (i = 1,2). Аналогично для давлений и других скалярных величин: $a_i = \bar{a}_i + a'_i$, где a - скаляр, например, давление, энергия или концентрация частиц.

Подстановка этих выражений для параметров потока в уравнения неразрывности и движения, а также с учетом осредненного (или ансамбля) времени дает осредненные по ансамблю уравнения моментов.

В данной работе для замыкания RANS (Reynolds averaged Navier–Stokes) уравнений были выбраны двухпараметрическая модель RNG k- ε , двухпараметрическая модель k– ω SST (Shear-Stress Transport) и четырехпараметрическая переходная модель Mentepa Transition SST с типовым набором модельных констант.

Для описания турбулентных величин в двухпараметрической модели RNG *k*-є используется система двух нелинейных уравнений – для кинетической энергии турбулентности *k* и скорости диссипации энергии турбулентности є [5, 96]:

$$\frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial \left(a_k \mu_{eff} \frac{\partial k}{\partial x_j}\right)}{\partial x_j} + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k;$$

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial\left(a_{\varepsilon}\mu_{eff}\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j}\right)}{\partial x_j} + G_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}(G_k + G_{3\varepsilon}G_b) - G_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} - R_{\varepsilon} + S_e;$$

где G_k - турбулентная кинетическая энергия, образованная от средних градиентов скорости, G_b - кинетическая энергия выталкивающей силы, Y_M - вклад переменного расширения при турбулентности сжатия в общую скорость диссипации. Остальные величины S_k , $G_{1\varepsilon}$, $G_{2\varepsilon}$, $G_{3\varepsilon}$, R_{ε} , S_e , a_k , a_{ε} представляют собой эмпирические константы, которые оставлены со значениями по умолчанию. При моделировании исключены источниковые члены и массовые воздействия.

Дифференциальное уравнение турбулентной вязкости для малых чисел Рейнольдса:

$$d\left(\frac{\rho^2 k}{\sqrt{\epsilon\mu}}\right) = 1,72 \frac{\dot{v}}{\sqrt{\dot{v}^3 - 1 + C_v}} d\dot{v},$$

где $\dot{v} = \frac{\mu_{eff}}{\mu}$, $C_v \approx 100$. Для высоких чисел Рейнолдса:

$$\mu_{\rm t} = \rho C_{\mu} \frac{k^2}{\varepsilon},$$

где $C_{\mu} = 0,0845$. По умолчанию используется данная формула, а переключение осуществляется отдельно.

Основное отличие от стандартной RNG модели в дополнительном члене:

$$\mathbf{R}_{\varepsilon} = \frac{C_{\mu}\rho\eta^{3}(1-\eta/\eta_{0})}{1+\beta\eta^{3}}\frac{\varepsilon^{2}}{k},$$

где $\eta \equiv S_k/\epsilon$, $\eta_0 = 4,38$, $\beta = 0,012$.

Данная версия k— ϵ модели получена на основе теоретического анализа уравнений Навье—Стокса (Renormalization Group Method), с чем и связано название модели. Структура уравнений переноса для кинетической энергии турбулентности k и скорости её диссипации ϵ аналогична, но в записи источниковых членов и формулы для турбулентной вязкости есть различия. Опыт применения данной модели показал улучшенное, по сравнению со стандартной версией k— ϵ модели, согласование расчётных и экспериментальных данных для некоторых типов течений, в частности, при относительно малых числах Рейнольдса, большой кривизне линий тока и в областях больших деформаций поля скорости, что позволило использовать RNG k- ϵ модель при моделили относков в соплах двигателей.

Константы модели выбраны стандартными, используемыми по умолчанию в ANSYS Fluent.

Модель Transition SST [112, 113, 116, 39], также известная как модель $\gamma - \text{Re}_{\theta}$, основана на $k - \omega$ SST модели турбулентности, в которую введены два дополнительных уравнения переноса - одно для перемежаемости турбулентности, а второе для критерия начала перехода в единицах толщины потери импульса чисел Рейнольдса.

Модель SST эффективно сочетает устойчивость и точность стандартной k- ω модели в пристеночных областях и k- ε модели на удалении от стенки, для этого k- ε модель была конвертирована в разновидность k- ω модели (кинетическая энергия турбулентности - k и скорость её диссипации - ε , обратное время распада вихрей - $\omega = \varepsilon / k$. В модели SST k- ω стандартная k- ω модель и преобразованная k- ε модель, специальная функция в пристеночной области принимает значение единицы, которая активизирует стандартную k- ω модель, а на удалении от стенки принимает значение нуля, который активизирует преобразованную k- ε модель, определение турбулентной вязкости модифицировано, что необходимо для представления уравнения переноса касательных напряжений.

Эти особенности делают SST *k*- ω модель более надежной и точной для широкого диапазона турбулентных потоков (течения с неблагоприятными градиентами давления, аэропрофили, околозвуковые ударные волны).

Модель содержит два дифференциальных уравнения:

$$\nabla \cdot \left[(\mu + \sigma_k \mu_T) \nabla k \right] + P_k - \beta^* \rho \omega k = 0;$$

$$\nabla \cdot \left[(\mu + \sigma_{\omega} \mu_T) \nabla \omega \right] + \gamma \frac{\rho}{\mu_T} P_k - \beta^* \rho \omega k + (1 - F_1) D_{k\omega} = 0,$$

где $\mu_{\rm T}$ – турбулентная вязкость, $\sigma_{\rm k}$ и σ_{ω} – турбулентные числа Прандтля для k и ω , β^* - диссипация кинетической энергии, F_1 - функция переключатель.

Для правильного описания турбулентной вязкости введен ограничитель:

$$\mu_{\rm T} = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{max \left[\frac{1}{\alpha^{*'} a_1 \omega}\right]^{*}}$$

где S – величина скорости деформации, a_1 , α^* - коэффициенты.

В модели Transition SST добавлено уравнение переноса для перемежаемости турбулентности ү имеет вид:

$$\frac{\partial(\rho U_{j}\gamma)}{\partial x_{j}} = P_{\gamma 1} - E_{\gamma 1} + P_{\gamma 2} - E_{\gamma 2} + \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left[\left(\mu + \frac{\mu_{t}}{\sigma_{\gamma}} \right) \frac{\partial y}{\partial x_{j}} \right].$$

Уравнение критерия начала перехода в единицах толщины потери импульса чисел Рейнольдса Re_{θt} имеет вид:

$$\frac{\partial(\rho U_j \widetilde{\text{Re}}_{\theta t})}{\partial x_j} = P_{\gamma 1} + \frac{\partial}{\partial x_j} \bigg[\sigma(\mu + \mu_t) \frac{\partial \widetilde{\text{Re}}_{\theta t}}{\partial x_j} \bigg],$$

где $E_{\gamma 1}$, $P_{\gamma 1}$ – источники перехода; $E_{\gamma 2}$, $P_{\gamma 2}$ – источники реламинаризации; μ_t – вихревая вязкость; σ_γ – константа уравнения перемежаемости. Начало перехода контролируется специальными функциями.

Константы для уравнений использованы стандартные [96].

Определено критическое число Рейнольдса, при котором перемежаемость начинает увеличиваться в пограничном слое. Это происходит перед критическим значением числа Рейнольдса перехода, и разница между ними должна быть получена путем эмпирической корреляции. Под безразмерным расстоянием до стенки понимается величина $y^+ = {}^{y}U_{\tau}/_{V}$, где $U_{\tau} = \sqrt{\tau_w/\rho}$ – скорость потока, осредненная по касательным напряжениям; τ_w – касательное напряжение; v – кинематическая вязкость; y – расстояние от стенки. Для правильного захвата ламинарного и переходного пограничных слоев сетка должна иметь значение y^+ приблизительно равное единице по рекомендациям описания из используемой расчетной программы. Если y^+ слишком большой (например, > 5), то точка начала перехода смещается вверх по потоку с увеличением y^+ [96].

Величина $y^+ = 1$ примерно соответствует случаю, когда вязкий подслой укладывается в первые 1–3 пристеночные ячейки конечноэлементной сетки. Модели турбулентности семейства k- ε и Рейнольдса не позволяют в полной мере смоделировать эффекты, происходящие вблизи стенок [5]. Модели семейства k- ω и Спаларта-Алламарса способны хорошо описывать явления вблизи стенок только при высоком качестве расчетных сеток [5]. Поэтому для качественного моделирования течения на крупных сетках в погранслоях в программе Fluent используются пристеночные функции, которые представляют собой набор полуэмпирических формул и функций, соединяющие переменные решения в пристеночных ячейках и соответствующие величины на стенке. Пристеночные функции состоят из закона стены для средней скорости

и температуры (или других скаляров), и формул для пристеночных турбулентных величин.

Всего доступно три основных пристеночных функции [96]: Standard Wall Functions (стандартная пристеночная функция), Non Equilibrium Wall Functions (неравновесная пристеночная функция), Enhanced Wall treatment (расширенное пристеночное моделирование).

Используемые пристеночные функции можно разделить на две группы. При использовании первых двух полагается, что толщина пограничного равна толщине первого от стенки ряда ячеек. В нем не рассчитываются эффекты вязкости, а профиль скорости и других параметров определяется по эмпирическим зависимостям. При расширенном пристеночном моделировании погранслой моделируется сеткой высокого качества. В погранслое располагается несколько сеточных слоев. Причем вязкий подслой занимает не менее трех ячеек. Точность моделирования обеспечивается применением модифицированных уравнений для различных областей погранслоя, решения которых сшиваются с помощью сложной демпфирующей функции, что позволяет получать монотонно изменяющиеся поля параметров.

Стандартная пристеночная функция (*swf*) применяет для описания изменения параметров потока полей эмпирические уравнения. Они плохо описывают сложные трехмерные потоки, течения с низкими числами Рейнольдса, отрывные явления, течения с большими градиентами и т.п. [5].

Изменения параметров импульса описываются [96]:

$$U^* = \frac{1}{k} \ln(Ey^*),$$

где $U^* \equiv \frac{U_p c_{\mu}^{1/4} k_p^{0.5}}{\tau_w / \rho}$ – безразмерная скорость, $y^* \equiv \frac{\rho y_p c_{\mu}^{1/4} k_p^{0.5}}{\mu}$ – безразмерное расстояние от стенки, k – постоянная фон Кармана (= 0,4187), E – эмпирическая константа, U_p – средняя скорость жидкости в ядре ячейки, примыкающей

к стенке, k_p – кинетическая энергия турбулентности в ядре ячейки, примыкающей к стенке, y_p – расстояние от центра тяжести ячейки, примыкающей к стене, до стены, μ – динамическая вязкость жидкости.

Аналогия Рейнольдса между переносом импульса и энергии дает аналогичный логарифмический закон для средней температуры. Как и в законе стены для средней скорости, закон стены для температуры, используемый в ANSYS Fluent [96], состоит из следующих двух разных законов: линейный закон для подслоя теплопроводности или термовязкого подслоя, где проводимость важна, логарифмический закон для турбулентной области, где влияние турбулентности преобладает над проводимостью.

Закон реализован в ANSYS Fluent для безразмерной температуры с использованием масштабирования у стенки [96]:

$$T^* \equiv \frac{(T_w - T_p)\rho C_p C_\mu^{1/4} k_p^{0.5}}{q} = T_c^* + \frac{D}{q},$$

где T_c^* – конвективный перенос, D – вязкий нагрев (включающий учет давления и сжимаемости), q – тепловой поток стены, C_p – удельная теплоемкость, T_w – температура у стенки, температура в центре ячейки, T_p – примыкающей к стенке.

Для учета турбулентности в пристеночном слое параметр G_k и скорость ее диссипации в ячейках, примыкающих к стенке, которые являются источниками в уравнении, вычисляются на основе гипотезы локального равновесия [90]. В этом ключе предполагается, что производство k и скорость ее рассеяния в контрольном объеме, прилегающем к стене, равны.

Параметр G_k определяется как:

$$G_k = \tau_w \frac{\tau_w}{k \rho y_p C_\mu^{1/4} k_p^{0.5}}$$

Неравновесная пристеночная функция (*newf*) дает лучшие результаты при моделировании трехмерных течений, течений с отрывами и большими градиентами за счет использования улучшенных уравнений [5]. Ключевые элементы неравновесных пристеночных функций следующие: логарифмический закон Лаундера и Сполдинга для средней скорости чувствителен к эффектам градиента давления, двухслойная концепция применяется для расчета кинетической энергии турбулентности (G_k , \vec{e}) в ячейках, примыкающих к стенке. Закон стенки для средней температуры остается таким же, как и в стандартных функциях стенки, описанных выше. Логарифмический закон для средней скорости, чувствительной к градиентам давления, имеет вид [96]:

$$\widetilde{U}\frac{C_{\mu}^{1/4}k_{p}^{0.5}}{\tau_{w}/\rho} = \frac{1}{k}\ln\left(E\frac{C_{\mu}^{1/4}k_{p}^{0.5}y}{\mu}\right),$$

где $\widetilde{U} = U - 0.5 \frac{dp}{dx} \left[\frac{y_v}{\rho k \sqrt{k}} \ln \left(\frac{y}{y_v} \right) + \frac{y - y_v}{\rho k \sqrt{k}} + \frac{y_v^2}{\mu} \right]$ – безразмерная скорость, $y_v \equiv \frac{\mu y_v^*}{\rho c_{\mu}^{1/4} k_p^{0.5}}$ – физическая толщина вязкого подслоя.

Параметр G_k определяется как:

$$\bar{G}_{k} = \frac{1}{k 2 y_{p}} \frac{\tau_{w}^{2}}{\rho y_{p} C_{\mu}^{1/4} k_{p}^{0.5}} \ln\left(\frac{y}{y_{\nu}}\right).$$

Расширенное пристеночное моделирование (*ewt*) сочетает двухслойную модель с расширенными пристеночными функциями [5, 96]. В этом подходе вся область подразделяется на область, подверженную влиянию вязкости, и полностью турбулентную область, разграничиваемую коэффициентом Re_y .

Пристеночные функции *ewt* и *newf* рекомендуется использовать с моделями турбулентности Рейнольдса и моделями семейства k- ϵ [5]. При этом величина y^+ для *swf* и *newf* должна находиться в интервале от 15 до 100 [34], в зависимости от решаемой задачи. Функцию *newf* рекомендуется использовать с более мелкой сеткой.

При расширенном пристеночном моделировании *ewt* для разных областей погранслоя используются разные зависимости [34]. Границы применимости уравнений для разных зон слоя определяются по величине y^+ . Для решения турбулентного слоя применяется модель турбулентности для больших чисел Рейнольдса. Для вязкого подслоя используется упрощенная модель. Эта пристеночная функция применяется для моделей семейства *k-* ω и модели Спаларта Алламарса. При использовании расширенного пристеночного моделирования величина y^+ должна быть примерно равна единице.

Таким образом, в качестве моделей турбулентности для данной задачи рассматривались четырехпараметрическая переходная модель Ментера Transition SST и двухпараметрическая модель RNG *k*-ε (при рассмотрении пристеночных функций *swf* и *ewt*) с типовым набором модельных констант.

На рисунке 1.3 представлено сопоставление расчетных зависимостей коэффициента расхода конического звукового сопла, полученного с применением RNG модели турбулентности со стандартной пристеночной функцией (*swf*) [47], от угла наклона контура сопла и перепада давлений ($\pi_c = p_{oc}/p_{\infty}$, где p_{oc}, p_{∞} – давление в КС и давление окружающего пространства (атмосферное) соответственно) с некоторыми известными экспериментальными и расчетными данными. В качестве рабочего тела рассматривался холодный воздух (k = 1,4). Геометрические параметры исследуемого конического звукового сопла [47]: $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,51$; $R_{\rm M} = 0,005$ м; $R_1 = 0$; $R_2 = 0$; длина КС – 4 $R_{\rm BX}$. Число Re в критическом сечении изменялось от 5,1·10⁵ при $\theta_{\rm M} = 20^\circ$ до 4,5·10⁵ при $\theta_{\rm M} = 90^\circ$. Используемая сеточная модель обеспечивала значения y^+ в диапазоне от 20 до 60 в зависимости от вариантов расчета.

Характер расчетных зависимостей $\mu_c = f(\theta_M)$ при F_M/F_{BX} , $\pi_c = \text{const}$ для звуковых сопел с прямолинейной образующей удовлетворительно согласуется с данными [56, 106, 122, 80]. Наилучшее соответствие расчетной зависимости

36
$\mu = f(\theta_{\rm M})$ получено для «незапертого» режима при $\pi_{\rm c} = 2,5$, для которого максимальные отклонения расчетных значений от экспериментальных менее 1 % [47].



Рисунок 1.3 – Коэффициенты расхода конических звуковых сопел: • – эксперимент [106] при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,5$ и $\pi_{\rm c} = 2,5$; • – расчеты [80] при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,25$; ____ (_ __) – обобщенные результаты [56] при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,5$ с погрешностью ± 1 % (____) и при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,4$ и 0,3; •, •, •, • – данные [56] при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,44$, • – $\pi_{\rm c} \ge \pi_{\rm c}^{**}$, • – $\pi_{\rm c} = 3$, • – $\pi_{\rm c} = 2$; ____ – результаты расчетов данной работы при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,51$ (• – $\pi_{\rm c} = 2,5$, □ – $\pi_{\rm c} = 4$, • – $\pi_{\rm c} = \pi_{\rm c}^{**}$)

На «запертом» режиме ($\pi_c = \pi_{c^{**}}$, при котором увеличение π_c не влияет на μ_c) расчетные значения коэффициента расхода не попадают в диапазон погрешности обобщенных данных [56]. Максимальное отличие от указанного диапазона наблюдаются при $\theta_M \approx 70^\circ$ и составляет 1,1 % (характер полученных зависимости $\mu = f(\theta_M)$ отличается от характера обобщенных данных [56]). Можно отметить, что разброс значений коэффициента расхода для «незапертого» режима при $\pi_c = 2$ и «запертого» [56] достигает 14 % при $\theta_M \approx 90^\circ$, а в результате численных расчетов это отличие значительно меньше – 4,7 %. Отличие полученных значений коэффициента расхода с данными других авторов, по всей вероятности, обусловлено абсолютными размерами сопоставляемых сопел, определяющими число Re.

Сопоставление значений коэффициента расхода конического звукового сопла ($F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,51$) в зависимости от угла контура сопла при двух режимах работы $\pi_{\rm c} = 4$ и $\pi_{\rm c} = 10$ («запертый» режим), рассчитанных с применением моделей турбулентности RNG и Transition SST [47], представлено на рисунке 1.4. Моделирование по RNG модели турбулентности проведено с применением стандартной (*swf*) и улучшенной (*ewt*) пристеночных функций [47]. Показано, что разброс значений коэффициента расхода, полученного по моделям турбулентности RNG (*swf*) и Transition SST, весьма незначительный – при значениях $\theta_{\rm M} \approx 20^{\circ}$ его практически нет, а с увеличением $\theta_{\rm M}$ достигает величины 0,35 % на «незапертых» режимах [47].

Разброс значений коэффициента расхода (см. рис. 1.4), полученного с применением разных процедур расчета пристеночных функций, на «запертых» режимах существенно выше, чем на «незапертых». При $\pi_c = 10$ и максимальном угле наклона контура сопла коэффициент расхода, в зависимости от используемой процедуры расчета пристеночной функции, отличается на 1,2 % [47].

Улучшенная процедура расчета пристеночной функции применялась на адаптированной по стенке сетке [47]. С улучшением качества сетки на стенке коэффициент расхода уменьшается, что обусловлено более корректным расчетом изменения параметров потока в пристеночной области, в результате чего уменьшалась площадь «живого» сечения. Сеточная независимость решения достигается при значении $y^+ \approx 1,5$.



Рисунок 1.4 – Сопоставление значений коэффициента расхода конических звуковых сопел: \blacksquare (\Box) – Transition SST; \diamond (\diamond) – модель RNG (*swf*); \bullet (\circ) – RNG (*ewt*); ______ – формула (4)

В качестве примера на рисунке 1.5 приведена зависимость отклонения расчетного значения коэффициента расхода для звукового сопла [47] при $\theta_{\rm M} = 40^{\circ}$ от осредненного параметра y^+ , вычисленная по формуле $\Delta \mu = (1 - \mu_i/\mu_i) \cdot 100$, где μ_i – коэффициент расхода, полученный по формуле (1.1) при соответствующем осредненном по площади поверхности входного участка сопла значении y^+ , μ – коэффициент расхода, определяемый по формуле (1.2). В данном случае стабильный результат начинается от $y^+ = 3$.

Значения коэффициента расхода при $\pi_{c^{**}}$, полученные с применением модели турбулентности Transition SST на сетках, обеспечивающих значение $y^+ \approx 1,5$ и модели RNG со стандартной пристеночной функцией ($y^+ \approx 30$) практически не отличается от значений, вычисленных на этих же сетках по модели RNG с применением улучшенной процедуры расчета пристеночной функции [47]. Результаты, полученные по модели Transition SST, практически соответствует данным, рассчитанным по модели RNG (*ewt*). Наибольшие различия между этими моделями наблюдаются при $\theta_{M} \approx 30^{\circ}$ и соответствуют 0,19 % [47].

В остальном диапазоне изменения угла наклона образующей относительная погрешность между полученными результатами расчетами μ не превышает 0,08 % [47]. При стандартной пристеночной функции в модели RNG наблюдается наибольшее отличие по сравнению с RNG (*ewt*) при максимальном угле наклона образующей – $\Delta\mu$ = 0,29 % [47].



Рисунок 1.5 — Зависимость отклонения расчетного значения коэффициента расхода от осредненного параметра y^+ , полученная по модели RNG (*swf*)

Профили скорости в минимальном сечении, полученные по рассматриваемым моделям турбулентности, практически не отличаются между собой [47]. Для сопоставления на рисунке 1.6 приведены профили числа М в минимальном сечении для ряда углов наклона образующей сопла. Для крайних углов наклона образующей отличия скорости потока на оси достигают величины 14,5 %. Некоторые отличия параметров потока, определяемые рассматриваемыми моделями, существуют в пристеночной области. На рисунке 1.7 показаны наибольшие различия по распределению скоростей между моделями в пристеночной области минимального сечения, соответствующие минимальному углу наклона конического звукового сопла. Составляющая коэффициента расхода [47], определяемая по толщине вытеснения δ^{*} пограничного слоя, практически не зависит от моделей турбулентности, рассматриваемой геометрии сопла и имеет значение $\Delta \mu = 2\delta^*/R_{\rm M} \approx 0,002$, что составляет 0,2 % от общего значения коэффициента расхода и хорошо согласуется с данными [3, 80].



Рисунок 1.6 – Профиль скорости в минимальном сечении для конического звукового сопла: – $\theta_{M} = 80^{\circ}$; _____ – $\theta_{M} = 50^{\circ}$; _____ – $\theta_{M} = 20^{\circ}$



Рисунок 1.7 – Профиль скорости в пристеночной области минимального сечения при $\theta_{M} = 20^{\circ}$: – SST; ____ – RNG (*swf*); ____ – RNG (*ewt*)

По результатам проведенного исследования [47] принято использовать для расчета двухпараметрическую модель турбулентности RNG *k*- ε со стандартной пристеночной функцией *swf* при поддержании $y^+ \leq 30$ с целью экономии расчетных ресурсов и при получении достаточной точности.

1.3 Верификация

1.3.1 Коэффициент расхода классических сопел

Существуют основные геометрические параметры для классических (неутопленных) сопел от которых зависит коэффициент расхода. Существование известных эмпирических зависимостей и экспериментальных данных позволяет провести верификацию выбранного подхода к моделированию.

Коэффициент расхода существенно зависит от радиуса входа в минимальное сечение R_2 . Сравнение результатов расчета коэффициента расхода для профилированных сверхзвуковых сопел (см. рис. 1.2, $R_{\rm M} = 0,12$ м, $R_{\rm a} = 0,376$ м) в зависимости от радиуса входа в минимальное сечение $\bar{R}_2 = R_2/R_{\rm M}$, для условий холодного воздуха (T = 300 K) и продуктов сгорания (T = 2932 K) при $\theta_{\rm M} = 20^\circ$, 50°, с обобщенными данными приведено на рисунке 1.8 [47]. Максимальное число Рейнольдса в минимальном сечении в расчетах на продуктах сгорания достигало значения 4,4·10⁷.

Моделирование проводилось с использованием двухпараметрической модели турбулентности RNG *k*- ε со стандартной пристеночной функцией *swf* при поддержании $y^+ \leq 30$.

Наилучшее совпадение результатов расчета с обобщенными данными, полученными по формуле (1.2), получено для холодного воздуха при $\theta_{M} = 20^{\circ}$ [47]. В независимости от θ_{M} в данном случае для воздуха относительное отклонение результатов расчета не превышает 0,5 %. Для продуктов сгорания отклонение расчетных значений коэффициента расхода от данных согласно формуле (1.2) изменяется в диапазоне от 0,7 % до 1,6 % [47]. Сопоставление результатов расчета с данными [70] показало, что при истечении рассматриваемых продуктов сгорания при $\overline{R}_2 \leq 1,6$ и независимо от $\theta_{\rm M}$ отклонения расчетных значений коэффициента расхода не превышает 0,9 % [47]. Характер полученных результатов удовлетворительно согласуется с имеющимися данными.



Рисунок 1.8 – Зависимость коэффициента расхода профилированных сверхзвуковых сопел: • (_____) – данные [64]; _____ – формула (1.2); _____ – *T* = 300 K; _____ – *T* = 2353 K

Проведенные исследования показали, что современные методы вычислительной гидродинамики позволяют с достаточной точностью определить газодинамическую составляющую коэффициента расхода классических сопел [47].

1.3.2 Коэффициент расхода утопленных сопел

Отличительной особенностью многих РДТТ является наличие утопленного сопла. Данное решение положительно сказывается на габаритных размерах двигателя и позволяет избежать потерь из-за сокращения длины сопла. Улучшение компоновочной схемы РДТТ приводит к появлению дополнительных потерь [64], которые меньше указанных, но то же требуют учета.

Исследования коэффициента расхода утопленных сопел малочисленны [66], чаще в литературе по РДТТ приводятся общие формулы и зависимости для классических сопел или указывается некоторое влияние утопленности на неравномерность потока [25]. Большое количество работ посвящено определению потерь удельного импульса сопел [25, 64, 94], а определение потерь, связанных с утопленностью, сводится к определению вклада в составляющую двухфазных потерь, поэтому принято решение проводить верификацию возможности использования аналогичной численной модели на основании данных потерь удельного импульса из-за утопленности.

Степень утопленности сопла определяется по-разному у различных исследователей. Длина утопленной части сопла, отнесенная к радиусу критического сечения: $\bar{L}_{yT} = 2 \cdot L_{yT}/d_{M}$ [25, 94]; длина утопленной части, отнесенная к длине заряда: $\bar{L}_{yT} = L_{yT}/L_{3}$ [64, 94]; длина утопленной части сопла к полной длине сопла: $\bar{L}_{yT} = L_{yT}/L_{c}$ [94]. В качестве степени утопленности в данной работе выбрано отношение длины утопленной части сопла к длине заряда $\bar{L}_{yT} = L_{yT}/L_{3}$.

В работах [64, 94] представлены данные потерь удельного импульса изза утопленности сопел РДТТ (см. табл. 1.1). При изменении степени утопленности от 0,03 до 0,75 потери удельного импульса варьируются от 0,22 % до 1,4 % при содержании алюминия в топливе (5 – 21,5) %. В этих работах отмечается тенденция увеличения потерь удельного импульса из-за увеличения степени утопленности. При фиксированной степени утопленности потери удельного импульса увеличиваются с ростом процентной доли содержания конденсированной фазы в продуктах сгорания.

Таблица 1.1 – Потери удельного импульса из-за утопленности. Экспериментальные данные [64, 94]

№	РДТТ	Содержание алюминия, %	$L_{\rm yt}/L_3$	ξут, %
1	SVM-6	15	0	0
2	SVM-1	15	0,03	0,22
3	640	16	0,09	0,64
4	604	16	0,10	0,4
5	SVM-7	15	0,14	0,44
6	616	16	0,18	0,59
7	521	16	0,19	0,81
8	SVM-2	15	0,24	0,5
9	SVM-5	15	0,24	0,59
10	SVM-7	15	0,24	0,83
11	364-11	16	0,26	0,86
12	479	16	0,26	1,33
13	714-I	18	0,26	0,96
14	MMIII, ст-3	15	0,29	0,71
15	сопло фирмы "Геркулес"	15	0,29	0,73
16	364-19	16	0,31	0,94
17	IUS	18	0,38	0,71
18	364-4	16	0,43	1,05
19	364-3	16	0,45	0,98
20	ЗЭРД	21,5	0,25	1,1
21	ЗЭРД	21,5	0,50	1,3
22	ЗЭРД	21,5	0,75	1,4

Наибольшие потери соответствуют двигателю с максимально рассматриваемой степенью утопленности $\overline{L}_{yT} = 0,75$ и высоким содержанием алюминия в топливе 21,5 % (см. табл. 1.1). Второе место по величине потерь соответствует двигателю с процентной долей содержания алюминия 16 % при $\overline{L}_{yT} = 0,26$. Данные факты ставят под сомнение указанную тенденцию влияния степени утопленности и содержания конденсированной фазы в продуктах сгорания на потери удельного импульса без учета формы утопленного сопла и, в свою очередь, определяют значимость газодинамической составляющей потерь. Таким образом, приведенные данные свидетельствуют о возможности исследования влияния степени утопленности на совершенство процессов истечения, рассматривая гомогенную среду.

Формула зависимости потерь удельного импульса, вносимых наличием утопленного сопла [25], полученная путем обобщения опытных данных по натурным двигателям и результатов испытаний экспериментальных двигателей с вариациями геометрической степени утопленности и доли расхода над утопленной частью сопла:

$$\zeta_{\rm yT} = 1.1 \cdot Re^{0.2} \cdot \bar{L}_{\rm yT}^{0.8} + 0.29\bar{m}_{\rm yT} + 3.05 \cdot z_{\rm K}Stk^{0.24},$$

где $Re = P_{\rm K} \cdot d_{\rm M} / \beta \eta$ – число Рейнольдса; $\bar{L}_{\rm yT} = 2L_{\rm yT} / d_{\rm M}$ - относительная длина утопленной части сопла; $\bar{m}_{\rm yT} = m_{\rm yT} / m_{\Sigma}$ - относительный расход с части заряда над утопленным соплом; $Stk = 1/18 \cdot \frac{\rho \cdot d_{43}^2 \cdot u}{\eta \cdot d_{\rm M}}$ – число Стокса; β - расходный комплекс; ρ - плотность вещества частиц конденсированной фазы; $z_{\rm K}$, d_{43} – массовая доля и среднемассовый размер конденсированной фазы; η - динамическая вязкость продуктов сгорания.

В работе [94] представлена зависимость:

$$\zeta_{\rm yT} = 7,0 \cdot \left(\frac{z_{\rm K} \cdot P_{\rm K} \cdot \bar{F}_{\rm M}}{F_0}\right)^{0.2} \cdot \left(\frac{L_{\rm yT}}{L_3}\right) \cdot d_{\rm M}^2,$$

где $P_{\rm K}$ - давление в камере двигателя; $\bar{F}_{\rm M}$ - отношение площади входа в сопло к площади критического сечения.

Существующие экспериментальные результаты по исследованию потерь удельного импульса из-за утопленности сопла [25, 64, 80, 94] позволяют провести верификацию метода численного моделирования, представленного для классических сопел для оценки влияния утопленности сопла на потери удельного импульса и, соответственно, использовать данный подход при расчете коэффициента расхода для утопленных сопел.

Верификация расчетной модели проведена согласно схеме, представленной на рисунке 1.9. Рассматривался двигатель с диаметром минимального сечения $d_{\rm M} = 0,2$ м, цилиндрическим зарядом с конусным участком у заднего днища ($L_3 = 2,4$ м), а степень утопленности сопла варьировалась в пределах $\overline{L}_{\rm yT}$ (0,09 – 0,34) [42]. В качестве рабочего тела рассматривался воздух, подаваемый с поверхности заряда с температурой, соответствующей рабочим условиям.



Рисунок 1.9 – Геометрическая схема расчетной модели

Геометрическая схема расчета помимо КС и сопла включала дополнительный объем для моделирования истечения струи в свободное пространство, что исключало необходимость определения граничных условий на выходе из сопла [42]. Общее количество расчетных ячеек составляло порядка 180 тыс., а *y*⁺ на входе в сопло не превышал 30. Граничные условия моделирования [42]: на поверхности предполагаемого твердого топлива задавалось равномерное распределение расхода рабочего тела, его температура и параметры турбулентности потока; на выходе дополнительного объема – постоянство атмосферного давления; стенки КС и сопла гладкие с условиями прилипания и непротекания рабочего тела. Температура рабочего тела 2932 К, давление – 4 МПа.

Потери удельного импульса определяются отношением разницы между теоретическим значением удельного импульса и реальным, отнесенной к теоретическому удельному импульсу [1]:

$$\xi = (I_{\rm MJ} - I)/I_{\rm MJ}$$

Для сравнения полученных результатов моделирования с известными данными [58, 88] потери удельного импульса можно выразить через эффективную скорость истечения и определить по формуле:

$$\xi = \frac{\omega_{\Im\Phi}^{\scriptscriptstyle H\Pi} - \left(\omega_a + \frac{p_a - p_H}{\rho_a \omega_a}\right)}{\omega_{\Im\Phi}^{\scriptscriptstyle H\Pi}},$$

где $\omega_{_{3}\phi}^{_{H}}$ – эффективная идеальная скорость истечения; ω_a , p_a – расчетные значения скорости потока и давления на срезе сопла; p_H – давление в дополнительном объеме, имитирующем окружающую среду.

В свою очередь, доля потерь удельного импульса, обусловленная утопленностью сопла, определяется как отношение разности потерь при наличии погруженности $\xi_{\bar{L}_{yT}}$ и при ее отсутствии $\xi_{\bar{L}_{yT}=0}$ к потерям для неутопленного сопла:

$$\xi_{\rm yT} = \frac{\xi_{\overline{L}_{\rm yT}} - \xi_{\overline{L}_{\rm yT}=0}}{\xi_{\overline{L}_{\rm yT}=0}} \cdot 100 \ \% \,.$$

На рисунке 1.10 отражен широкий диапазон изменения потерь удельного импульса в зависимости от степени погружения утопленной части сопла и содержания алюминия в топливе.



Рисунок 1.10 – Влияние степени утопленности сопла на потери удельного импульса: ● – высотные РДТТ с утопленными соплами [94]; ○ –отечественный экспериментальный РДТТ с содержанием алюминия в топливе 18 % [64]; ■ – зарубежный экспериментальный РДТТ с содержанием алюминия в топливе 5 % [64]; □ – зарубежный экспериментальный РДТТ (21,5 %) [64]; ● – экспериментальные данные потерь удельного импульса из-за утопленности сопел РДТТ США [64]; ◆ – исследуемая в данной работе расчетная модель двигателя с гомогенным рабочим телом

Расчетные значения потерь, полученные для гомогенной среды, весьма хорошо согласуются с экспериментальными данными при минимальном содержании конденсированной фазы в продуктах сгорания [42]. Удовлетворительные результаты верификации позволяют обосновать исследование коэффициента расхода утопленного сопла РДТТ в зависимости от геометрических характеристик по газодинамической составляющей (для расчетной модели с гомогенным рабочим телом).

Таким образом, для двигателей с утопленными соплами ухудшение расходных характеристик во многом определяется не только степенью утопленности и содержанием конденсированной фазы в продуктах сгорания, неоднозначность влияния которых подтверждается анализом существующих экспериментальных данных и результатами расчетов, но и геометрическими параметрами входной части утопленного сопла [42]. Верификация численной модели подтвердила возможность использования газодинамической составляющей коэффициента расхода для анализа совершенства процессов истечения в двигателях с утопленными соплами [42].

Дополнительно было проведено исследование коэффициента расхода утопленного сопла на представленной выше модели. Получено, что на запертом режиме при изменении от 4 до 12 МПа коэффициент расхода изменяется не более чем на 0,1 %, а изменения температуры от 300 К до 2932 К при постоянном давлении соответствует изменению коэффициента расхода на 1,6 %.

1.4 Выводы по главе 1

В данной главе проведен обзор и анализ научно-технической литературы по теме диссертации. Коэффициент расхода рассмотрен как показатель совершенства процессов истечения, применяющийся многими учеными для сопел, в том числе и для РДТТ. Удовлетворительная верификация на основании известных экспериментальных данных для классических сопел позволила обосновать выбранный подход к моделированию, обеспечивающий требуемую точность расчета. Для подтверждения возможности применения данного подхода моделирования к утопленным соплам проведена дополнительная верификация, для которой использованы экспериментальные данные потерь удельного импульса, вызванных наличием утопленного сопла. Полученное удовлетворительное согласование результатов позволило перейти непосредственно к исследованию параметров, влияющих на коэффициент расхода утопленного сопла РДТТ.

Глава 2 Многофакторность коэффициента расхода

Данная глава посвящена исследованию параметров, влияющих на коэффициент расхода утопленного сопла. Рассмотрены основные формы, рекомендуемые при проектировании входных участков утопленных сопел. Исследовано влияние формообразующих параметров входных участков радиусной, эллипсоидной форм и формы, образованной с использованием формулы Витошинского. Раскрыто влияние степени утопленности на коэффициент расхода сопла.

2.1 Выбор форм и влияющих параметров

В разделе 1.1. представлены зависимости для неутопленных сопел, приведены основные геометрические параметры, влияющие на коэффициент расхода, соответствующие имеющимся данным известных работ [25, 56, 80, 94] (см. рис. 2.1): отношение площади минимального сечения сопла к площади сечения камеры на входе в сопло $F_{\rm M}/F_{\rm Bx}$ (степень сужения сопла); угол входной части сопла $\theta_{\rm M}$; отношение радиуса скругления входной части R_2 к радиусу минимального сечения $R_{\rm M}$; наличие цилиндрического участка в минимальном сечении сопла.



Рисунок 2.1 – Геометрические характеристики классического сопла, влияющие на коэффициент расхода

В указанных работах для классических сопел очевидно, что не рассматриваются различные составляющие потерь, т.е. многофакторность, которая присутствует при обтекании утопленных сопел, например, влияния степени утопленности сопла на совершенство процессов истечения. Многофакторность, кроме неоднородности и неравновесности потока на входе в сопло, подразумевает и зависимость потерь от различных геометрических параметров утопленной части сопла аналогично указанным ранее для классических осесимметричных сопел (см. рис. 2.1).

Форма входного участка утопленного сопла может быть различной. Выбор формы основывается на накопленном опыте, удобстве производства и технологичности, формы заряда, назначения двигателя и его общих габаритных размеров (см. рис. 2.2).



Рисунок 2.2 – Некоторые варианты схем двигателей с утопленным соплом: а) длинная камера и малая степень утопленности; б) глубоко утопленное сопло в камеру малой длины; в) схема с качающимся соплом; г) схема с организацией вдува в закритическую часть сопла Можно отметить, что для РДТТ немаловажную роль при выборе формы входного участка имеет способ организации управления вектором тяги [1, 4, 32, 81], а также тепловые процессы [122]. Независимо от формы входного участка утопленного сопла, поворотно-управляющие сопловые блоки при наличии значительного радиуса входа в минимальное сечение получаются достаточно громоздкими.

Одной из важных работ по изучению коэффициента расхода утопленных сопел является работа В.Н. Наумова [66]. Она посвящена обсуждению результатов экспериментального исследования влияния формы входного контура утопленного сопла на коэффициент расхода. В работе предлагается способ профилирования входного контура, основанный на теоретическом решении, и приводятся результаты экспериментальной проверки. В работе [66] рассматривались три варианта входного участка сопла (см. рис. 2.3):

- прямолинейная трапеция (см. рис. 2.3, а);
- полутор с конусом (см. рис. 2.3, б);
- сопряженные эллипсы (см. рис. 2.3, в).

Наихудшие условия обтекания входной кромки сопла имеют место в случае прямолинейной трапеции (см. рис. 2.3, а) [66]. При обтекании такой кромки перед ней возникает отрывная зона. Статическое давление в критическом сечении сопла распределяется неравномерно, хотя профиль полного давления заметно отличается от равномерного лишь в периферийной зоне сечения. Скругление затупленной кромки (см. рис. 2.3, б), естественно, улучшает условия обтекания. Развитой отрывной зоны в случае формы кромки сопла полутор с конусом не наблюдалось, что было подтверждено как визуальной картиной тока, так и измерениями статического давления на дозвуковом контуре сопла [66]. Распределение полного давления в центральной области сечения практически совпадает с предыдущим случаем и несколько выравнивается на периферии. Профиль статического давления становится значительно более ровным.



Рисунок 2.3 – Схемы входных участков сопел: а) прямолинейная трапеция; б) полутор с конусом; в) сопряженные эллипсы

Совершенствование профиля контура входного участка сопла было проведено с использованием подхода к решению задачи о плоском течении встречных потоков жидкости с предположением о неперемешивании потоков [66]. Получено уравнение свободной границы, которое достаточно близко описывается двумя сопряженными частями (см. рис. 2.3, а), каждая из которых с достаточной точностью аппроксимируется уравнением вида [66]: $\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} =$ 1, где *а* и *b* – величины соответственно большой и малой полуосей эллипсов.

Форма передней кромки сопла с образующей, близкой к свободной границе встречных потоков, представляется в данной работе предпочтительной, так как увеличивается вероятность безотрывного обтекания.

Для определения величин *a* и *b* предложено использование эффективного расхода $\overline{m}_{3\phi}$ и диаметра минимального сечения сопла $d_{\rm M}$, где $\overline{m}_{3\phi} = \frac{m_1}{m_{2.3\phi}}, m_1$ – расход с утопленной части, $m_{2.3\phi}$ - расход газа m_2 , приходящийся на площадь кольца над утопленной частью. Параметры *a* и *b* определяются по зависимостям $\overline{a}_1 = \frac{2 \cdot a_1}{d_{\rm M}}$ и $\overline{b}_1 = \frac{2 \cdot b_1}{d_{\rm M}}$, а \overline{b}_1 и \overline{a}_1 находятся по графической зависимости (см. рис. 2.4) [66], которая приведена для конструкций с отношением внешнего радиуса сопла к диаметру канала заряда

(0,6 - 0,9) и относительным расходом с утопленной части к расходу основного потока (0,01 - 0,8).



Рисунок 2.4 – Зависимость для определения полуосей эллипсов [66]

Уменьшение неравномерности потока в критическом сечении сопла по мере улучшения условий входа в него можно характеризовать величиной коэффициента расхода сопла: в случае формы полутор с конусом его величина, вычисленная с использованием измеренных полей полного и статического давлений, равнялась 0,93, то в случае формы сопряженные эллипсы – 0,97 [66].

Характерно, что во всех трех случаях в критическом сечении сопла наблюдаются зоны до- и сверхзвуковых скоростей, причем профиль имеет ступенчатый вид. Это говорит о том, что выявленная особенность поведения потока является характерной для РДТТ с данным проточным трактом и обусловлена специфическим для схемы с утопленным соплом течением двух встречных потоков.

В работе [66] экспериментально показано, что форма входного контура оказывает сильное воздействие на газодинамику утопленных сопел. Указывается, что использование формы сопряженных эллипсов, по сравнению с формой входа полутор с конусом, может способствовать улучшению коэффициента расхода примерно на 4 %.

Работа [66] является одной из малочисленного количества работ, в которых имеются практические рекомендации по выбору формы входного участка утопленных сопел, а также оговариваются результаты полученного влияния коэффициент формы. В работах на расхода при изменении [11, 25, 67, 94] выделяют следующие формы входных участков сопел: по формуле Витошинского, по дуге эллипса, участок дуги окружности (радиусная), участок гиперболы. Входную часть рекомендуется выполнять по отношению площади входного сечения сопла к площади минимального сечения больше 1,6. Минимальную длину входной части рекомендуют выполнять не меньше чем размер радиуса минимального сечения сопла. При использовании эллипса рекомендуется соотношение осей 3:2 и с большим радиусом скругления входной кромки [11].

Анализ имеющихся рекомендаций и зависимостей для классических сопел и рекомендаций для утопленных позволяет говорить о недостаточности исследования вопроса влияния формы входного участка утопленных сопел на расходные характеристики.

На основании имеющихся исследований было принято решение исследовать утопленные сопла с радиусной, эллипсоидной формами и формой входного участка, образованной по формуле Витошинского. Радиусные, как наиболее известные и простые в исполнении, эллипсоидные, как простые и рекомендуемые многими авторами, а образованные по формуле Витошинского, как имеющие наилучшие характеристики для классических сопел.

2.2 Входной участок утопленного сопла радиусной формы

Среди многообразия геометрических форм утопленной части сопла при анализе влияния формообразующих параметров утопленной части на совершенство процессов истечения и сопоставления с существующими зависимостями, в первую очередь, целесообразно рассмотреть радиусную форму. Объектом исследования в данном разделе являлись осесимметричные сверхзвуковые утопленные в камеру двигателя сопла с радиусной формой входного участка.

При переходе к исследованию влияния геометрических характеристик радиусного сопла, погруженного в камеру, по результатам моделирования газодинамическая составляющая коэффициента расхода определяется по соотношению (1.1).

Доля влияния степени утопленности сопла на коэффициент расхода определяется отношением:

$$\mu_{\rm yT} = \frac{\mu_{\bar{L}_{\rm yT}=0} - \mu_{\bar{L}_{\rm yT}}}{\mu_{\bar{L}_{\rm yT}=0}} \, 100\%, \tag{2.1}$$

где $\mu_{\bar{L}_{yT}=0}$, $\mu_{\bar{L}_{yT}}$ – коэффициент расхода с неутопленным соплом и текущей степенью утопленности соответственно.

В качестве расчетной геометрической модели использовалась камера двигателя с цилиндрическим зарядом, сверхзвуковым коническим соплом и радиусной входной погруженной частью (см. рис. 2.5). Исследуемая степень утопленности варьировалась в диапазоне от 0 до 0,35. Длина заряда $L_3 = 0,4$ м, диаметр минимального сечения $d_{\rm M} = 0,04$ м. Граничные условия моделирования, рабочее тело, модель турбулентности аналогичны выбранным в главе 1. При формировании математической модели расчета граничные условия соответствовали ранее описанным: на входе в КС, т.е. на поверхности гипотетического заряда, задавались равномерные распределения расхода, температуры и параметров турбулентности с интенсивностью 5 % и гидравлическим диаметром, соответствующим диаметру канала заряда; на выходе дополнительного объема – постоянство атмосферного давления в поперечном сечении; стенки КС и сопла гладкие с условиями прилипания и непротекания рабочего тела. В качестве рабочего тела рассматривался воздух, идеальный расход которого соответствовал давлению в камере 4 МПа с температурой 2932 К. Общее число

расчетных ячеек порядка 150 тыс., *y*⁺ на входе в сопло, аналогично предыдущей модели расчета, не превышал 30, что соответствует требованиям выбранной модели турбулентности.



Рисунок 2.5 – Схема расчетной модели

Исследуемые геометрические параметры радиусных сопел [42]:

— относительный радиус входа утопленного сопла в минимальное сечение $\overline{R}_2 = R_2/R_{_{\rm M}}$;

— относительный радиус входа утопленной части сопла $\overline{R}_{_{\rm B}} = R_{_{\rm M}}/R_{_{\rm B}}$ при постоянном значении R_2 ;

— относительный радиус входа внешней кромки утопленной части сопла $\overline{R}_3 = R_3/R_{_{
m M}}$.

При исследовании влияния относительного радиуса входа утопленного сопла в минимальное сечение на коэффициент расхода рассматривалось изменение \overline{R}_2 от 0,1 до 1 для различной степени утопленности сопла. Радиусом \overline{R}_2 определялась четверть окружности с началом и концом в горизонтальной и вертикальной плоскости соответственно, сопрягаемая с радиусом входа внешней кромки утопленной части сопла $\overline{R}_3 = 0,25$. Для наглядности на рисунке 2.6. приведены исследованные формы в виде сечения трехмерной модели.



Рисунок 2.6 – Исследуемые формы: a) $\bar{R}_2 = 0,1$; б) $\bar{R}_2 = 0,3$; в) $\bar{R}_2 = 0,9$; г) $\bar{R}_2 = 0,5$; д) $\bar{R}_2 = 0,7$; e) $\bar{R}_2 = 1,0$

Получено, что для сопел с различной степенью утопленности характер влияния \overline{R}_2 одинаков, и в общем случае соответствует имеющимся данным для классических сопел [56, 80, 94] (см. рис. 2.7).

Данные [80] представляют собой обобщенные результаты для сверхзвуковых сопел с малыми углами $\theta_{\rm M}$, что объясняет их более высокие значения. Полученные результаты [42] хорошо согласуются с данными для сопел с конической сверхзвуковой частью при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,25$ и $\theta_{\rm M}$ (45 – 90°) [86]. В расчетной модели (см. рис. 2.7) $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,11$. Характер же кривой, полученной по формуле (1.2) из работы [94], соответствует полученным результатам в зоне малых радиусов (0,1 – 0,3), а при увеличении радиуса результаты начинают значительно расходиться. Формула (1.2) дает завышенные результаты в исследуемом диапазоне при \overline{R}_2 выше 0,3, что объясняется рассмотрением неутопленного сопла в данной задаче с углом входа $\theta_{\rm M} = 90^\circ$.

Полученные результаты относительно степени утопленности представлены на рисунке 2.8, где показано, что для одинаковой степени утопленности коэффициент расхода может существенно зависеть от \overline{R}_2 . Следует отметить, что при увеличении \overline{L}_{yT} коэффициент расхода уменьшается при всех рассматриваемых \overline{R}_2 . Кроме этого, увеличение влияния степени утопленности наблюдается при уменьшении \overline{R}_2 .



Рисунок 2.7 – Влияние \overline{R}_2 на коэффициент расхода: — – обобщенные данные для классических сверхзвуковых сопел [80]; • – данные из [56] при $F_{\rm M}/F_{\rm BX} = 0,25$ и $\theta_{\rm M} = 45 \div 90^{\circ}$; _ – зависимость по формуле (1.2) из работы [94]; Результаты исследования: $\Box - \overline{L}_{\rm yT} = 0$; $\diamond - \overline{L}_{\rm yT} = 0,025$; $\triangle - \overline{L}_{\rm yT} = 0,05$; $\bigcirc - \overline{L}_{\rm yT} = 0,1$; $\blacksquare - \overline{L}_{\rm yT} = 0,15$; • $- \overline{L}_{\rm yT} = 0,2$; • $- \overline{L}_{\rm yT} = 0,25$; • $- \overline{L}_{\rm yT} = 0,3$; × $- \overline{L}_{\rm yT} = 0,35$

Составляющая, учитывающая влияние степени утопленности μ_{yT} относительно неутопленного сопла с соответствующим относительным радиусом и углом входной части сопла $\theta_{M} = 90^{\circ}$, изменяется неравномерно для утопленных сопел с различным \overline{R}_{2} (см. рис. 2.9) [42].

Для сопел с \overline{R}_2 (1 – 0,5) погружение сопла в КС отражается на потерях практически одинаково и доля влияния утопленности лежит в диапазоне от 0 до 0,2 %, тогда как для сопел с относительным радиусом меньше 0,5 это влияние достигает до 0,88 % (см. рис. 2.9). Можно сделать вывод, что сопла с \overline{R}_2 большим 0,5 можно утапливать глубже без опасности резкого ухудшения расходных характеристик при прочих равных геометрических условиях [42]. При моделировании сопел с \overline{R}_2 меньше 0,5 нужно учитывать существенной рост потерь при увеличении степени утопленности сопла.



Рисунок 2.8 – Влияние радиуса входа в минимальное сечение сопла на коэффициент расхода: $\overline{R}_2 = -1$; $\blacklozenge -0,9$; $\blacktriangle -0,7$; $\blacklozenge -0,5$; $\blacksquare -0,3$; $\blacklozenge -0,1$



Рисунок 2.9 – Влияние радиуса входа в минимальное сечение сопла на относительную составляющую коэффициента расхода, учитывающую влияние степени утопленности: $\bar{L}_{yT} = -0.35$; $\bigstar -0.3$; $\bigstar -0.25$; $\circlearrowright 0.2$; $\blacksquare -0.15$; $\bigstar -0.1$; $\bigstar -0.05$; $\circlearrowright -0.025$

Поведение профилей относительной скорости в минимальном сечении сопла (см. рис. 2.10) для различных \overline{R}_2 для неутопленных сопел и при степени утопленности $\overline{L}_{yT} = 0,35$ соответствует полученным результатам коэффициента расхода. Для исследуемого диапазона полученный профиль при $\overline{R}_2 = 1$ имеет характер наиболее близкий к идеальному выравниванию потока. Можно проследить растягивание относительных профилей при уменьшении радиуса входа при отсутствии зависимости от утопленности. При том, что отличие профилей неутопленного сопла и утопленного между собой прослеживается очевидно, наблюдается увеличение отличия не утопленного профиля от утопленного при уменьшении относительного радиуса входа.



Рисунок 2.10 – Профили относительной скорости в минимальном сечении сопла

Влияние относительного радиуса входа утопленной части сопла на коэффициент расхода исследовалось для геометрической модели с входной частью сопла с постоянным радиусом R_2 и при $R_3 = 0$ (см. рис. 2.11) [42]. В данной части исследования с уменьшением радиуса входной части сопла уменьшалась доля окружности. Расчет проводился для максимального исследованного относительного радиуса $\overline{R}_2 = 1$.



Рисунок 2.11 – Влияние относительного радиуса входа утопленной части сопла на коэффициент расхода: ■ – $\bar{L}_{yT} = 0,35$; ■ – $\bar{L}_{yT} = 0,15$

Полученные результаты свидетельствуют о том, что независимо от степени утопленности относительный радиус входа утопленной части сопла не должен быть меньше 0,75 (см. рис. 2.11) [42]. Дальнейшее уменьшение относительного радиуса входного участка резко ухудшает расходные характеристики при прочих равных геометрических параметрах. Ухудшение коэффициента расхода при уменьшении относительного радиуса входной части от 0,44 до 0,95 достигает 13,16 % при $\bar{L}_{yT} = 0,35$ и 11,7 % при $\bar{L}_{yT} = 0,15$ [42]. При уменьшении степени утопленности влияние на коэффициент расхода уменьшается. В свою очередь, в работе [67] приведен рекомендуемый диапазон $\bar{R}_{_{\rm B}}$ (0,48 – 0,53), что согласуется с полученными результатами. Поведение профилей относительной скорости в минимальном сечении сопла (см. рис. 2.12) для различных $\bar{R}_{\rm B}$ соответствует полученным результатам коэффициента расхода и можно отметить резкое деформирование профиля для значения относительной высоты входа 0,87.



Рисунок 2.12 – Профили относительной скорости в минимальном сечении сопла при изменении высоты входа

В общем случае полученные профили соответствуют типичным распределениям для классических сопел [12], отражающих более высокий разгон потока на периферийных областях, т.е. вдоль стенок входного участка. Распределение скорости соответствует эпюрам давления и обусловлено поджатием центральных областей потока за счет крутого поворота периферийных струй потока в докритической части сопла в направлении к оси, вызванного, в том числе, встречным потоком над утопленной частью.

Исследование влияния относительного радиуса входа внешней кромки утопленного сопла \overline{R}_3 проводилось при постоянном радиусе R_2 для двух степеней утопленности [42]. Получено, что для $\overline{R}_2 = 1$ влияние несущественно и не достигает 0,1 %. Однако для $\overline{R}_2 = 0,1$ при $\overline{L}_{yT} = 0,35$ влияние изменения внешнего радиуса на коэффициент расхода при изменении \overline{R}_3 от 0,05 до 0,45 достигает 0,31 %, а для $\overline{L}_{yT} = 0,15$ составляет 0,29 % (см. рис. 2.13). При этом влияние составляющей, учитывающей степень утопленности, для $\overline{R}_2 = 0,1$ при изменении \overline{R}_3 для $\overline{L}_{yT} = 0,35$ варьировалось в пределах $\Delta \mu_{yT}$ (0,8 - 1,1) % и $\Delta \mu_{yT}$ (0,36 - 0,64) % для $\overline{L}_{yT} = 0,15$. Следует отметить снижение влияния \overline{R}_3 при уменьшении степени утопленности.



Рисунок 2.13 — Влияние относительного радиуса внешней кромки утопленной части сопла на коэффициент расхода: $\blacksquare - \bar{L}_{yT} = 0.35; \blacksquare - \bar{L}_{yT} = 0.15$

Численные исследования данного подраздела показали, что для сопел с равной степенью утопленности коэффициент расхода может изменяться на величину до 13 % при изменении геометрии входной части.

По результатам исследований получены следующие рекомендации для проектирования радиусных утопленных сопел [42]:

- проектирование сопла с высокими относительными радиусами \overline{R}_2 и \overline{R}_3 позволит значительно увеличить степень утопленности без роста потерь;

– при необходимости проектирования сопел с малыми \overline{R}_2 и \overline{R}_3 следует учитывать возникновение дополнительных потерь при глубоком погружении сопла в камеру;

- если возникает необходимость проектирования сопла с малым радиусом \overline{R}_2 , то рекомендуется использовать больший радиус \overline{R}_3 ;

– не рекомендуется использовать относительный радиус входа утопленной части сопла более $\overline{R}_{\rm B} = 0,75$, так как при дальнейшем увеличении наблюдается резкий рост потерь.

2.3 Входной участок утопленного сопла эллипсоидной формы

В предыдущей главе рассмотрены варианты утопленных сопел с радиусным входным участком. Получено, что для двигателей с утопленными соплами изменение расходных характеристик во многом определяется геометрическими параметрами входной части утопленного сопла, а не только степенью утопленности и содержанием конденсированной фазы в продуктах сгорания, как это полагается в работах [25, 64, 94].

Целью данной части работы является исследование влияния геометрических параметров утопленной части сопла с входным участком эллипсоидной формы (см. рис. 2.14) и степени его утопленности на совершенство процессов истечения.

Моделирование проводилось по аналогичной, отработанной в главе 1 методике. В зоне входного участка на поверхности сопла параметр y^+ варьировался в диапазоне от 20 до 60.

По результатам моделирования коэффициент расхода, определяемый газодинамической составляющей, рассчитывался по соотношению (1.2). Влияние исследуемого геометрического параметра входного участка или степени утопленности на коэффициент расхода определялось соотношением (2.1).



Рисунок 2.14 – Схемы исследуемых входных участков утопленных сопел: а) эллипсоидная форма входного участка; б) форма, образованная с использованием формулы Витошинского

Исследуемая эллипсоидная форма входного участка образована с использованием трех параметров [44]: относительный радиус входа внешней кромки утопленной части \bar{R}_3 , остававшийся в процессе моделирования постоянным $\bar{R}_3 = 0,25$; относительный радиус входа утопленного сопла в минимальное сечение \bar{R}_2 ; относительный радиус вытягивания входной части утопленного сопла $\bar{R}_4 = R_2/R_4$. Диапазон изменения параметров [44]: относительный радиус \bar{R}_2 варьировался от 0,1 до 1 и для каждого \bar{R}_2 относительный радиус \bar{R}_4 изменялся от 1 до 0,29. Вариант $\bar{R}_4 = 1$ соответствует варианту радиусное сопло. Для наглядности на рисунке 2.15 приведены исследованные крайние варианты сопел эллипсоидной формы в виде сечения трехмерной модели.

Получено, что для исследуемых вариантов утопленных сопел с эллипсоидной формой [44] прослеживается общая тенденция улучшения коэффициента расхода с увеличением \bar{R}_2 и с уменьшением \bar{R}_4 (см. рис. 2.16), однако с уменьшением радиуса \bar{R}_2 влияние \bar{R}_4 существенно выше. Показано, что изменение относительного радиуса вытягивания входной части в пределах от 1 до 0,29 при значениях $\bar{R}_2 > 0,7$ приводит к изменению коэффициента расхода не более чем на 1,1 %, а при $\bar{R}_2 = 0,1 \Delta \mu$ уже составляет более 7 %. Следует отметить, что для радиусных сопел изменение \bar{R}_2 от 0,1 до 1 прогнозирует $\Delta \mu$ порядка 7,2 %.



Рисунок 2.15 – Наглядное представление некоторых исследуемых форм эллипсоидных входных участков: a) $\bar{R}_2 = 1,0$, $\bar{R}_4 = 0,4$; б) $\bar{R}_2 = 1,0$, $\bar{R}_4 = 0,29$; в) $\bar{R}_2 = 0,1$, $\bar{R}_4 = 0,4$; г) $\bar{R}_2 = 0,1$, $\bar{R}_4 = 0,29$;



Рисунок 2.16 – Изменение коэффициента расхода утопленного сопла с эллипсоидной входной частью в зависимости от относительных радиусов вытягивания входной части и входа в минимальное сечение

Рассматривалось изменение \bar{R}_2 от 0,1 до 1 для различных постоянных значений \bar{R}_4 . Получено, что при $\bar{R}_4 = 0,5$ изменение коэффициента расхода со-

ставляет порядка 4 %, а при $\bar{R}_4 = 0,29 \ \Delta \mu < 1 \%$ [44]. Данные результаты позволяют говорить о приоритетном выборе эллипсоидной формы входного участка относительно радиусного, что особенно актуально для сопел с малыми относительными радиусами \bar{R}_2 [44].

Распределения приведенных скоростей по радиусу в минимальном сечении для параметров \overline{R}_2 в исследуемом диапазоне изменения \overline{R}_4 и, соответственно, для заданных \overline{R}_4 при изменении \overline{R}_2 представлены на рисунке 2.17.



Рисунок 2.17 — Профили приведенной скорости в минимальном сечении для различных форм: а) профили при $\bar{R}_2 = 0,1$ и изменяющихся \bar{R}_4 ; б) профили при $\bar{R}_2 = 1,0$ и изменяющихся \bar{R}_4 ; в) профили при $\bar{R}_4 = 1,0$ и изменяющихся \bar{R}_2 ; г) профили при $\bar{R}_4 = 0,29$ и изменяющихся \bar{R}_2

Показано стремление профиля скорости к выравниванию при уменьшении \overline{R}_4 и увеличении \overline{R}_2 . Наибольшее деформирование профиля соответствует входным участкам с $\overline{R}_4 = 1$ при уменьшении \overline{R}_2 . Наглядно проиллюстрированные тенденции искажения профиля в зависимости от изменения геометрических размеров утопленной части сопла соответствуют полученному характеру изменения коэффициента расхода. Следует констатировать, что увеличение эллипсоидности для всех случаев положительно сказывается на характере течения.

Исследование влияния степени утопленности сопла с эллипсоидным входным участком на коэффициент расхода проведено при значении $\bar{R}_2 = 0,1$ и всего рассматриваемого диапазона изменений \bar{R}_4 для $\bar{L}_{yT} = 0$; 0,15 и 0,35 (см. рис. 2.18), где степень утопленности рассматривается аналогично как отношение длины утопленной части к длине заряда $\bar{L}_{yT} = L_{yT} / L_3$ [44].



Рисунок 2.18 – Влияние степени утопленности для сопел с эллипсоидной входной частью

Изменения влияния степени утопленности с ростом \bar{R}_4 весьма незначительные [44]. Среднее $\Delta \mu$ при увеличении \bar{L}_{yT} от 0 до 0,15 составляет порядка 0,3 %, а при изменении \bar{L}_{yT} от 0 до (0,35 – 0,7) %. Для $\bar{L}_{yT} = 0$ и 0,35 рассмотрены все варианты сопел с эллипсоидным входным участком. Получено, что значительное влияние соответствует низким относительным радиусам \bar{R}_2 и $\Delta\mu$ максимально составляет 0,85 %. Сопла со значениями $\bar{R}_2 > 0,3$ можно проектировать с более высокой степенью утопленности без серьезного снижения расходных характеристик.

2.4 Входной участок утопленного сопла, построенный с использованием контура Витошинского

Представленные результаты по моделированию расходных характеристик утопленных сопел с эллипсоидными и радиусными входными участками соответствуют представлению о том, что плавная форма приближает распределение скоростей потока в минимальном сечении к равномерному. Плавный вход в сопло, при котором поверхность критической скорости может приближаться к плоской, обеспечивает контур дозвуковой части (см. рис. 2.14, б), построенный по формуле Витошинского [36], в форме записи представленной в работе [27]:

$$R(x) = R_{\rm M} / \sqrt{1 - (1 - (R_{\rm M} / R^*)^2) \frac{[1 - (x/l)^2]^2}{\left[1 + \frac{1}{3}(x/l)^2\right]^3}},$$

где R(x) – текущий радиус сопла, $R_{\rm M}$ – радиус минимального сечения сопла, R^* – радиус входа в сопло, l – длина входного участка, x – текущая координата.

Использование контура Витошинского при проектировании утопленных сопел встречается не часто, что объясняется укрупнением сопла, а значит и снижением массового совершенства конструкции. Однако при использовании данной конструктивной схемы в качестве органа управления вектором тяги в
виде качающегося сопла [25] она может найти достойное применение, и в результате оптимального конструирования входной части не приведет к серьезному снижению массового совершенства конструкции.

Для утопленных сопел, спроектированных с входным участком по формуле Витошинского, исследовалось влияние следующих параметров [44]: относительный параметр длины $\bar{X} = l/R_{\rm M}$; относительная высота входа $\bar{R} = R^*/R_{\rm M}$.

Существуют рекомендации по проектированию сопел Витошинского с $\overline{R} > 1,5$ [27]. В данной работе были рассмотрены следующие варианты геометрии (см. рис. 2.18) [44]: $\overline{R}_3 = const = 0,15$; при постоянном значении $\overline{R} = 2$ относительный параметр \overline{X} принимал значения 0,75, 1 и 1,5; при $\overline{X} = 1,5$ – $\overline{R} = 2,5$ и 2. Степень утопленности исследуемых сопел: 0,025; 0,15; 0,25 и 0,35.



Рисунок 2.18 – Исследуемые варианты утопленных сопел, спроектированных с входным участком по формуле Витошинского: a) $\bar{R} = 2$, $\bar{X} = 1,5$; б) $\bar{R} = 2$, $\bar{X} = 1,5$; б) $\bar{R} = 2, \bar{X} = 1,5$; б) $\bar{R} = 2, \bar{X} = 0,75$; г) $\bar{R} = 2,5, \bar{X} = 1,5$

Для наглядности на рисунке 2.19. приведены исследованные варианты сопел, спроектированные с входным участком по формуле Витошинского в виде сечения трехмерной модели.

Результаты моделирования показали, что при постоянных геометрических параметрах утопленной части изменение степени утопленности весьма мало влияет на коэффициент расхода (см. рис. 2.20, а). Максимальное изменение коэффициента расхода не превышает 0,13 %. Изменение относительной длины \bar{X} от 0,75 до 1,5 ($R_3 = const$, $R_M = const$, $\bar{R} = const$, $\bar{X} = var$) приводит к увеличению коэффициента расхода до 3% (см. рис. 2.20, б), а изменение относительной высоты входа \bar{R} от 2 до 2,5 ($R_3 = const$, $R_M = const$, $\bar{R} = var$, $\bar{X} = const$) соответствует уменьшению µ до 0,35 % (см. рис. 2.20, а) [44].



Рисунок 2.19 – Наглядное представление исследуемых форм входных участков, спроектированных по формуле Витошинского: a) $\bar{R} = 2,5$, $\bar{X} = 1,5$; б) $\bar{R} = 2, \bar{X} = 1,0$; в) $\bar{R} = 2, \bar{X} = 1,5$; г) $\bar{R} = 2, \bar{X} = 0,75$

Полученные результаты объясняются тем, что газодинамический профиль при использовании сопла Витошинского стремится к идеальному при определенном соотношении высоты и длины входного участка. Так в данном исследовании наилучшие результаты показало сопло с $\overline{R} = 2$ и $\overline{X} = 1,5$, профиль которого имеет более плавную форму (см. рис. 2.21, б). Данный профиль обеспечивает наибольший коэффициент расхода по сравнению с радиусными и эллипсоидными входными участками независимо от степени утопленности.



Рисунок 2.20 – Влияние на коэффициент расхода сопел с входной частью, спроектированной по формуле Витошинского: а) влияние степени утопленности; б) влияние относительной длины входа

В рамках данной работы по аналогии с исследованиями для сопла с радиусным входом проведены исследования влияния относительного радиуса входа утопленной части сопла $\bar{R}_{\rm B}$ для контура, образованного с использованием формулы Витошинского [44]. Рассматривались изменения $\bar{R}_{\rm B}$ в диапазоне от 1 до 0,5 при $R_3 = const$ и $R_{\rm M} = const$ для значений $\bar{R} = 2$ и $\bar{X} = 1,5$. Характерные изменения коэффициента расхода в результате изменений относительной высоты входа при сохранении параметров контура наблюдаются только в окрестности $\bar{R}_{\rm B} \approx 1$ (см. рис. 2.22). Представленное предельное значение возможного ухудшения коэффициента расхода достигает 3,5 %, а для радиусных сопел максимально возможное уменьшение $\Delta \mu$ в исследуемом диапазоне составило 13,2 %. На рисунке 2.21, в наглядно представлено, что усеченный контур Витошинского продолжает сохранять профиль относительной скорости близким к изначальному до значения $\bar{R}_{\rm B} = 0,92$.

Данный результат позволяет использовать усеченный контур, построенный с применением формулы Витошинского, при наличии внешнего радиуса \bar{R}_3 до значений $\bar{R}_{\rm B} = 0,92$ и не опасаться ухудшения массового совершенства конструкции [44]. Следует отметить, что для утопленного сопла с радиусным входом условие сохранения совершенства процесса истечения на том же уровне при усечении контура обеспечивается более крупным входным участком $\bar{R}_{\rm B} \leq 0,75$.



Рисунок 2.21 – Профили скорости в минимальном сечении сопла с входным участком, построенный по формуле Витошинского: а) профили при изменении относительного радиуса входа; б) профили при изменении степени утопленности; в) профили при усечении высоты входа в сопло

Проведенные исследования влияния геометрических параметров утопленных сопел и степени их утопленности с эллипсоидным входным участком и участком, образованном с использованием формулы Витошинского, на коэффициент расхода, как показателя совершенства расходных характеристик двигателя, продемонстрировали, что указанные входные участки эффективнее радиусных. Сформулированы некоторые рекомендации для оптимального выбора геометрических параметров указанных входных участков. При проектировании утопленных сопел рекомендуется использовать эллипсоидные входные участки, однако при определенных условиях целесообразно рекомендовать применение и усеченных входных участков, выполненных по формуле Витошинского. Входной участок утопленного сопла с использованием контура Витошинского при соответствующих геометрических параметрах обеспечивает стабильные и высокие расходные характеристики, практически независящие от степени утопленности. Это особенно актуально для сопловых блоков с поворотно-управляющим утопленным соплом.



Рисунок 2.22 – Влияние относительного радиуса входа в утопленную часть, спроектированную по формуле Витошинского

2.5 Выводы по главе 2

На основании полученных результатов можно привести основные рекомендации по проектированию входных участков утопленных сопел исследованных форм [42, 44]:

— рекомендуется отдавать предпочтение при проектировании утопленным соплам с эллипсоидным входным участком при низких относительных \bar{R}_4 ;

— радиус верхней кромки оказывает влияние на коэффициент расхода при малых относительных \bar{R}_2 . Если возникает необходимость проектировать сопла с малым радиусом, то рекомендуется использовать больший радиус \bar{R}_3 ; получено, что наибольшие значения коэффициента расхода соответствуют соплам с входом, спроектированным по формуле Витошинского при относительной длине более 1,5;

— необходимая относительная высота входа сопла может быть увеличена до 0,7 для радиусных сопел. Данное изменение может уменьшить массу сопла и при этом привести к потерям расхода, не превышающим 0,8 %;

— для сопел, спроектированных по формуле Витошинского, относительную высоту входа можно увеличить до 0,95 при потерях, не превышающих 0,5 %.

Глава 3 Расходонапряженность

В данной главе представлен параметр относительной расходонапряженности, раскрыта его информативность и удобство использования при проектировании утопленных сопел. Исследовано влияние относительной расходонапряженности на коэффициент расхода утопленных сопел при изменении формы входного участка, степени утопленности и изменении газоприхода с поверхности горения при постоянной геометрии входного участка.

3.1 Расходонапряженность

Существует предположение о том, что на потери удельного импульса, связанные с утопленностью, в большей степени оказывает влияние относительный расход над утопленной частью сопла, чем геометрия входной части [25]. Для определения указанных потерь в той же работе [25] представлена полуэмпирическая зависимость, полученная В.И. Кондратенко, в которую входит параметр относительного расхода с части заряда над утопленным соплом, определяемый как отношение расхода над утопленной частью к общему расходу. Приведенные в предыдущих главах результаты свидетельствуют об определяющей роли формы входного участка сопла при определении расходных характеристик. Поэтому следует полагать, что относительный расход над утопленной частью сопла не является определяющим параметром и аналогия с удельным импульсом не правомерна.

Для оценки влияния относительного расхода над утопленной частью сопла РДТТ на совершенство процессов истечения целесообразнее учитывать площади проходных сечений, что используется при анализе рабочих процессов в ракетных двигателях в качестве обобщенной характеристики [2, 56].

В данной части работы оценка влияния относительного расхода была рассмотрена для уже исследованных радиусных (см. рис. 2.5), эллипсоидных (см. рис. 2.14, а) и построенных с использованием формулы Витошинского

(см. рис. 2.14, б) входных участках утопленных сопел и базировалась на результатах исследований предыдущей главы и параметры исследуемой модели были соответствующими.

КС при течении продуктов сгорания по тракту двигателя с утопленным соплом условно разделяют на три участка [32]: участок течения в центральном канале (\dot{m}_1 , см. рис. 3.1); участок течения в кольцевом канале между зарядом и соплом (\dot{m}_2 , см. рис. 3.1); участок смешения потоков. В работе [32] отмечается, что между внешней поверхностью утопленной части сопла и горящей поверхностью заряда устанавливается сложная картина течения, что приводит к дополнительным потерям полного давления. Очевидно, что дополнительные потери определяют значение коэффициента расхода.



Рисунок 3.1 – Схема течения в двигателе с утопленным соплом

Исследуемым параметром была выбрана относительная расходонапряженность, определяемая как отношение расходонапряженностей в кольце между топливом и соплом к значению в канале заряда (см. рис. 3.1):

$$\dot{m}_{\rm vr.F} = (\dot{m}_2/F_2)/(\dot{m}_1/F_1),$$
 (3.1)

где F_1, F_2 – площадь центрального канала и кольцевого сечения, соответственно. Относительная расходонапряженность позволит учесть изменение общей высоты входа сопла, являющейся важным параметром при проектировании [11], и выявить скоростной критерий обтекания утопленной части сопла со стороны заряда.

По результатам моделирования коэффициент расхода, определяемый газодинамической составляющей, определялся по соотношению (1.1). Влияние степени утопленности сопла на коэффициент расхода определялось соотношением (2.1).

3.2 Входной участок утопленного сопла радиусной формы

Результаты моделирования коэффициента расхода утопленных сопел с радиусным входным участком, представленные в главе 2, показали, что определяющее влияние на коэффициент расхода при различной глубине погружения сопла оказывают значения относительных радиусов \bar{R}_2 и $\bar{R}_{\rm B}$.

С уменьшением \bar{R}_2 потери коэффициента расхода растут. Для сопел с относительным радиусом \bar{R}_2 (1 – 0,5) погружение его в КС влияет на потери практически одинаково и влияние степени утопленности относительно неутопленного сопла лежит в пределах $\Delta \mu_{yT}$ (0 – 0,2) % для широкого диапазона погружения. Для сопел с $\bar{R}_2 < 0,5$ это влияние может достигать значения $\Delta \mu_{yT} = 0,88$ % и получено, что необходимо учитывать существенный рост потерь при увеличении степени утопленности. Сам коэффициент расхода в диапазонах изменения \bar{L}_{yT} (0,025 – 0,350) и \bar{R}_2 (0,1 – 1,0) максимально изменяется на 7,4 %.

Влияние изменения относительного радиуса входа утопленной части в диапазоне от 0,44 до 0,95 на коэффициент расхода при постоянных значениях $R_2 (\bar{R}_2 = 1)$ и $R_3 = 0$ достигает 13% для $\bar{L}_{yT} = 0,35$ и $\bar{R}_B = 0,95$. При уменьшении степени утопленности влияние уменьшается. Изменения \bar{R}_B в пределах

 $\bar{R}_{\rm B} < 0,75$ практически не влияет на коэффициент расхода независимо от степени утопленности сопла.

Исследование влияния изменения относительного радиуса входа внешней кромки утопленной части сопла на коэффициент расхода в зависимости от степени погружения сопла проводилось в диапазоне \bar{R}_3 (0,005 – 0,450) при $R_2 = const$. Получено, что при $\bar{R}_2 = 1$ влияние \bar{R}_3 несущественно и не достигает 0,1 %, а при $\bar{R}_2 = 0,1$ оно составило порядка 0,3 %. Определена тенденция снижения влияния \bar{R}_3 при уменьшении степени утопленности.

В рассчитанном диапазоне влияния указанных геометрических форм с радиусным входным участком утопленного сопла на коэффициент расхода определено аналогичное влияние относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла (см. рис. 3.2) [46], где радиус входа утопленного сопла в минимальном сечении определяет глубину погружения сопла в КС.



Рисунок 3.2 – Зависимости для радиусных сопел с разной степенью утопленности

Очевидно, что относительный расход над утопленной частью сопла пропорционален степени утопленности и их влияние на коэффициент расхода согласовано между собой. Относительная расходонапряженность за счет учета площадей раскрывает более широкую зависимость. Зависимости, представленные на рисунке 3.3, отражают резкое изменение коэффициента расхода в рассматриваемом диапазоне относительной расходонапряженности и определяют те значения, к которым в асимптотическом пределе наблюдается стремление [46]. С увеличением утопленности сопла характер зависимости становится более пологим. Однозначной зависимости коэффициента расхода от относительной расходонапряженные зависимости являются более обобщенными и более информативными по сравнению с приведенными в главе 2, где зависимости коэффициента расхода от глубины погружения сопла в КС, обусловленной изменением радиуса входа в минимальное сечение R_2 и при наличии скругления внешней кромки утопленной части R_3 , практически не зависят от степени утопленности [46]. Например, при минимальном значении \bar{R}_2 и максимальном погружении изменение коэффициента не превышает 1 %.

Аналогично иллюстрациям влияния относительной высоты входной части $\overline{R}_{\rm B}$ и относительного радиуса скругления внешней кромки \overline{R}_3 утопленной части сопла на коэффициент расхода, представленным в главе 2, на рисунке 3.3 отражены указанные зависимости от относительной расходонапряженности.

Характер зависимостей коэффициента расхода для острой внешней кромки утопленной части сопла ($\bar{R}_3 = 0$) при условии изменения параметра утопленности за счет изменения высоты входной части \bar{R}_B при $\bar{R}_2 = 1$ (см. рис. 3.3, а) аналогичен представленному на рисунке 3.2. Увеличение относительной расходонапряженности, вызванное возрастанием \bar{R}_B , приводит к увеличение нию коэффициента расхода.

Показано, что в широком диапазоне изменения геометрических параметров отсутствует влияние относительной расходонапряженности на коэффициент расхода [46]. Принципиальные изменения коэффициента расхода, превышающие 10 %, соответствуют изменениям относительной расходонапряженности в весьма узком диапазоне порядка (6 - 7) % при $\bar{L}_{yT} = 0,35$ и 2,5 % при $\bar{L}_{yT} = 0,15$. Изменения коэффициента расхода в зависимостях $\mu = f(\dot{m}_{yT,F})$ начинаются при $\bar{R}_{\rm B} > 0,7$, что отчетливо показано на зависимостях $\mu = f(\bar{R}_{\rm B})$ в главе 2.

Увеличение радиуса скругления внешней кромки утопленной части сопла соответствует весьма незначительному росту коэффициента расхода [58] и увеличению относительной расходонапряженности (см. рис. 3.3, б). Интервал изменения расходонапряженности, определяющий характерный диапазон изменения коэффициента расхода, находится в тех же пределах, что и для зависимостей с острой кромкой.

По представленным результатам моделирования можно судить о влиянии тех или иных геометрических параметров на коэффициент расхода [46]. Показано, что острая внешняя кромка утопленной части определяет более значительный градиент изменения коэффициента расхода от относительной расходонапряженности (см. рис. 3.3, а) по сравнению с зависимостями на рисунке 3.2. Комплексный анализ для конкретных условий позволит выявить долю влияния какого-либо геометрического параметра. При исследовании влияния $\bar{R}_{\rm B}$ и $\bar{R}_{\rm 3}$ входного участка утопленного сопла уменьшение относительной расходонапряженности обуславливает ухудшение коэффициента расхода. Результаты моделирования не согласуются с утверждением об определяющей роли расхода над утопленной частью сопла при определении коэффициента расхода [25] и подчеркивают значимость геометрических параметров входного участка в данном аспекте.

Изменение профиля скорости в минимальном сечении сопла при степени утопленности $\bar{L}_{yT} = 0,35$ в зависимости от \bar{R}_2 (см. рис. 2.10) позволяет убедиться в том, что при $\bar{R}_2 = 1$ для максимальной рассмотренной расходонапряженности $\dot{m}_{yT,F} = 1,23$ распределение скорости по относительному радиусу имеет характер наиболее близкий к идеальному выравниванию потока. Можно отметить, что улучшение профиля связано с увеличением радиуса входа и при увеличении относительной расходонапряженности ухудшений нет, несмотря на усиление встречного потока со стороны утопленной части сопла.

Другим примером влияния геометрических параметров входного участка на расходные характеристики являются зависимости профиля скорости в минимальном сечении от относительной высоты входного участка $\bar{R}_{\rm B}$, представленные на рисунке 2.12 [46]. Показано, что с уменьшением высоты входа происходит существенное искажение формы профиля.



Рисунок 3.3 – Зависимости для сопел с радиусным входным участком при наличии острой кромки входа (а) и радиусной (б, в) для двух степеней утопленности \bar{L}_{vr} : $\Box - 0.15$; O - 0.35

При определенных геометрических параметрах входной утопленной части деформация профиля скорости в минимальном сечении может быть значительной (см. рис. 2.12). Например при $\bar{R}_{\rm B} > 0,9$ интегральная скорость потока в минимальном сечении превышает значение M = 1, т.е. критическая скорость достигается до минимального сечения и, согласно общепринятой зависимости (2.1), в связи с увеличением площади критического сечения газодинамическая составляющая коэффициента расхода должна иметь значения меньше, чем в ранее представленных зависимостях $\mu = f(\bar{R}_{\rm B})$ [46].

Профиль скорости, приближающийся к оптимальному, наблюдается при значениях $\bar{R}_{\rm B} < 0.87$ (см. рис. 2.12), и в диапазоне от $\bar{R}_{\rm B} = 0.87$ до $\bar{R}_{\rm B} = 0.44$ принципиальных изменений он не претерпевает. Сравнивая профили следует отметить, что при $\bar{R}_{\rm B} = 0.87$ он более выгодный, а при $\bar{R}_{\rm B} < 0.5$ проявляется более высокий разгон потока, прилегающего к стенкам.

По результатам исследований можно сделать следующие выводы. Анализ утопленных сопел с радиусным входным участком показал, что при большинстве исследуемых геометрических параметрах входного участка уменьшение относительной расходонапряженности над утопленной частью соответствует падению коэффициента расхода, но определяющую роль при расчете газодинамической составляющей коэффициента расхода по сравнению с относительной расходонапряженностью имеет геометрия входа [46]. Коэффициент расхода определяется условиями входа и применение для анализа совершенства процессов истечения простого отношения расходов не позволяет учитывать всех особенностей. Для рассматриваемого двигателя с цилиндрическим зарядом отношение расходов позволяет учитывать только степень утопленности без учета изменения площади кольцевого проходного сечения между соплом и зарядом, определяемой геометрией входа.

Существующие зависимости потерь удельного импульса от утопленности сопла [25, 64, 94] являются эмпирическими и определяются всеми возможными составляющими. Подход к оценке потерь коэффициента расхода по аналогии с потерями удельного импульса недостаточно справедлив, т.к. учет относительного расхода полностью не раскрывает всех реальных особенностей течения, в большей степени обусловленных геометрией входного участка. Кроме того, наличие двухфазности, разложение и унос теплозащитных покрытий существенным образом изменяют процессы истечения, и, как следствие этого, составляющие коэффициента расхода, учитывающие данные факторы, могут сглаживать определяющее влияние геометрических параметров входного участка утопленного сопла на газодинамическую составляющую коэффициента расхода. Однако, доминирующий вклад указанных составляющих в коэффициент расхода предопределен газодинамической структурой потока и геометрическими параметрами входного участка утопленного сопла совместно с относительной расходонапряженностью, чему и требуется уделять внимание с целью дальнейшего обобщения [46].

3.3 Входной участок утопленного сопла эллипсоидной формы

Для оценки влияния геометрических параметров эллипсоидной формы входного участка сопла на коэффициент расхода и сопоставление результатов расчета с вариантом для радиусного входа изменения эллипсоидной входной части определялось так же как в главе 2 (см. рис. 2.14, а). Параметр \overline{R}_2 изменялся в диапазоне от 0,1 до 1 и для каждого \overline{R}_2 , соответственно, варьировался относительный радиус \overline{R}_4 в пределах (0,29 – 1). Определяющим параметром при моделировании был относительный радиус вытягивания входной части сопла \overline{R}_4 . Относительный радиус входа внешней кромки утопленной части в процессе исследований сопел с эллипсоидным входным участком в данной работе не изменялся $\overline{R}_3 = 0,25$. Радиус цилиндрического гипотетического заряда, с поверхности которого подавалось рабочее тело, для всех вариантов расчета оставался постоянным.

Результаты моделирования коэффициента расхода утопленных сопел с эллипсоидным входным участком показали, что вытягивание входной части может позволить использовать сопла с малыми \overline{R}_2 , значительно снизив потери. Так для радиусных сопел при изменении \overline{R}_2 от 0,1 до 1 улучшение коэффициента расхода составило 7,4 %, а с уменьшением параметра \overline{R}_4 , что соответствует повышению степени вытягивания сопла, или иными словами степени эллипсоидности, указанная тенденция изменения коэффициента расхода снижается: при $\overline{R}_4 = 0,67$ изменение составило 5,8 %; при $\overline{R}_4 = 0,29$ не превышает 1 %. Очевидно, что использование эллипсоидных входных участков более эффективно относительно применения радиусных. Однако следует отметить, что применение эллипсоидных форм входного участка рекомендуется для замены радиусных сопел при $\overline{R}_2 < 0,7$. Это объясняется тем, что при возрастающей массе сопла при больших значениях параметра $\overline{R}_2 = 0,9$ и \overline{R}_4 (1 – 0,29) улучшение коэффициента расхода ожидаемо не превышает 0,5 %. При значении $\overline{R}_2 = 0,7$ изменение уже достигает 1,2 %. Резкое увеличение значения коэффициента расхода при изменении \overline{R}_4 в исследуемом диапазоне для сопел с эллипсоидным входным участком начинается от $\overline{R}_2 = 0,3$.

Результаты моделирования влияния относительной расходонапряженности на коэффициент расхода для степени утопленности $\overline{L}_{yT} = 0,35$ представлены на рисунке 3.4 [45].



Рисунок 3.4 – Зависимости для утопленных сопел с эллипсоидным входным участком

Представленные результаты отражают возрастание коэффициента расхода при увеличении $\dot{m}_{\rm yr,F}$ [45]. Изменение относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла обусловлено изменением рассматриваемого относительного радиуса \overline{R}_2 , определяющего высоту входной части. Рост \overline{R}_2 приводит к уменьшению площади кольца, образованного поверхностью заряда и соплом. При постоянном радиусе \overline{R}_2 сохраняется указанный характер увеличения коэффициента расхода при уменьшении относительного радиуса \overline{R}_4 . Для зависимости коэффициента расхода от относительной расходонапряженности наблюдается та же тенденция, полученная при исследовании влияния геометрии на коэффициент расхода.

При малых значениях \overline{R}_2 влияние относительной расходонапряженности выше, чем при больших. Однако, так как уменьшение коэффициента расхода, ожидаемое от увеличения относительной расходонапряженности, не нашло подтверждения, то можно полагать, что влияние геометрических параметров является первостепенным [45].

Исследования показали, что влияние степени утопленности сопла с эллипсоидной входной частью на изменение коэффициента расхода незначительное. Получено, что максимальное отличие коэффициента расхода погруженного в КС сопла при $\overline{L}_{yT} = 0,35$ относительно неутопленного не превышает 1 % и данное влияние соответствует соплу с радиусной входной частью [45].

Распределения приведенных скоростей по радиусу в минимальном сечении для крайних значений параметров \overline{R}_2 в исследуемом диапазоне изменения \overline{R}_4 и, соответственно, для заданных \overline{R}_4 при изменении \overline{R}_2 представлены на рисунке 2.17.

Следует констатировать, что увеличение эллипсоидности для всех случаев положительно сказывается на характере течения и увеличение расходонапряженности с ростом эллипсоидности не вносит значительных ухудшений [45]. 3.4 Входной участок утопленного сопла, построенный с использованием контура Витошинского

Влияние относительной расходонапряженности на коэффициент расхода рассматривалось для входных участков, выполненных с использованием формулы Витошинского (см. рис. 2.18) [45], с параметрами: относительный радиус входа внешней кромки утопленной части $\overline{R}_3 = 0,15$; относительный параметр длины \overline{X} принимал значения 0,75, 1 и 1,5 при постоянной величине относительной высоты входа $\overline{R} = 2$; при постоянном $\overline{X} = 1,5 - \overline{R} = 2,5$ и 2. Степень утопленности исследуемых сопел составляла 0,025; 0,15; 0,25 и 0,35.

Изменение коэффициента расхода для различных степеней утопленности не превышало 0,13 %. Наибольшее влияние, приводящее к увеличению коэффициента расхода до 3,0 %, соответствовало изменению \overline{X} от 0,75 до 1,5 при постоянном значении $\overline{R} = 2$. Рассмотренное изменение \overline{R} от 2 до 2,5 соответствует уменьшению газодинамической составляющей коэффициента расхода до 0,35 %.

Влияние относительной расходонапряженности, зависящей от параметра \overline{R} , определяющего высоту кольца между соплом и зарядом топлива, и степени утопленности \overline{L}_{yT} , наглядно отражено на рисунке 3.5. Визуально можно отметить весьма незначительное уменьшение коэффициента расхода с увеличением относительной расходонапряженности. Максимальное изменение для рассматриваемых геометрий входных участков (вариант $\overline{R} = 2$, $\overline{X} = 0,75$) не превышает 0,13 % [45]. Полученный результат отражает отсутствие принципиальной зависимости газодинамической составляющей коэффициента расхода от относительной расходонапряженности сопел с входным участком, образованным с применением формулы Витошинского, что позволяет говорить о целесообразности использования данных входных участков в конструкциях с высокой степенью утопленности и, возможно, сложной конфигурацией заряда, а также при использовании качающегося сопла в качестве органа управления вектором тяги [45].

Исследование влияния относительной расходонапряженности при изменении относительного радиуса входа утопленной части сопла $\overline{R}_{\rm B}$ в диапазоне (1-0,5) при значениях $\overline{R} = 2$ и $\overline{X} = 1,5$ на коэффициент расхода (см. рис. 3.6) показало результат, аналогичный полученному для радиусных сопел. Увеличение $R_{\rm B}$ соответствует росту относительной расходонапряженности за счет уменьшения площади кольцевого сечения F_2 (3.1) и незначительному падению коэффициента расхода (уменьшение μ не более 0,05 %), вызванного тем, что поток со стороны утопленной части при уменьшении высоты кольца не может плавно развернуться [45].



Рисунок 3.5 – Влияние относительной расходонапряженности для сопел с входной частью, спроектированной по формуле Витошинского

В отличии от исследований для радиусного сопла с острой кромкой ($\overline{R}_3 = 0$) в данном исследовании $\overline{R}_3 = 0,15$ и с этим связано максимальное изменение коэффициента расхода на 3,5 %, вызванное уменьшением высоты входа, относительно 13 %, полученных при исследовании радиусного сопла [45]. Следует отметить, что влияние становится заметным и достигает 0,23 % при $\overline{R}_{\rm B} = 0,66$, что составляет 4 % в исследуемом диапазоне относительной расходонапряженности, при том, что для радиусных сопел это изменение составляло 30 % при степени утопленности $\overline{L}_{\rm yr} = 0,35$. Данный результат свидетельствует о возможном использовании усеченного контура входного утопленного участка, спроектированного по формуле Витошинского, при наличии внешнего радиуса \overline{R}_3 до значения $\overline{R}_{\rm B} = 0,92$ и позволяет не опасаться существенного ухудшения массового совершенства конструкции.



Рисунок 3.6 – Влияние относительной расходонапряженности при усечении высоты входа

Приведенные профили скорости для рассматриваемых геометрических параметров входного участка, представленные на рисунке 2.21, демонстрируют ухудшение характера потока, но их деформация меньше, чем у профилей для эллипсоидного входного участка. Проиллюстрировано, что степень утопленности практически не влияет на распределения скоростей потока в минимальном сечении (см. рис. 2.21, а), и уменьшение относительной высоты входа благоприятно сказывается на характер профиля (см. рис. 2.21, б). Усеченный контур Витошинского продолжает сохранять профиль, близкий к изначальному, до значения $\overline{R}_{p} = 0.92$ (см. рис. 2.21, в).

3.5 Влияние изменения газоприхода с поверхности заряда над утопленной частью сопла при постоянной форме

Очевидно, что исследование влияния относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла на коэффициент расхода только при рассмотрении геометрии входа без изменения газоприхода с поверхности горения не совсем корректно и не позволяет оценить указанное влияние в полной мере [45].

В рамках осесимметричного стационарного моделирования в адиабатной постановке исследовалось влияние относительной расходонапряженности на коэффициент расхода для сопел при постоянной геометрии и организации перераспределения расхода с торца заряда со стороны заднего днища (см. рис. 3.7). Рассматривались радиусные сопла со значением $\overline{R}_2 = 0,1$ и 1, эллипсоидные с теми же значениями относительного радиуса входа утопленного сопла в минимальное сечение при $\overline{R}_4 = 0,5$ для двух степеней утопленности 0,15 и 0,35 [45].



Рисунок 3.7 – Обобщенная схема геометрических моделей с радиусной и эллипсоидной формами утопленной части сопла



Рисунок 3.8 – Влияние дополнительного подвода с торца заряда со стороны заднего днища: а) крупное сопло при $\overline{L}_{yT} = 0,15$; б) крупное сопло при $\overline{L}_{yT} = 0,15$; в) малое эллипсоидное сопло; г) крупное радиусное сопло

Для большей степени утопленности и аналогичных значений \overline{R}_2 и \overline{R}_4 (см. рис. 3.8, б), а также для $\overline{R}_2 = 0,1$ при $\overline{R}_4 = 0,5$ (см. рис. 3.8, в) ухудшение коэффициента расхода находится в диапазоне от 0,36 до 0,41 % [45]. Наибольшее влияние наблюдается для радиусного входного участка с параметром $\overline{R}_2 = 0,1$ (см. рис. 3.8, г): при $\overline{L}_{yr} = 0,15$ ухудшение составило 0,79 %, а при $\overline{L}_{yr} = 0,35$ составило 0,85 %.

94

3.5 Выводы по главе 3

Не смотря на отмеченное влияние относительной расходонапряженности на коэффициент расхода, можно сделать вывод об определяющей роли геометрических параметров входного участка сопла при прогнозировании расходных характеристик.

Основываясь на результатах, представленных в главе 2, при выполнении проектных работ можно использовать радиусные входные участки с высокими значениями \overline{R}_2 , несмотря на высокую расходонапряженность над утопленной частью и большую степень утопленности [45]. Данная тенденция сохраняется и для эллипсоидных сопел при низких значениях \overline{R}_4 , которым свойственны более высокие расходные характеристики даже при большой степени утопленности, но с ростом относительной расходонапряженности существует вероятность возникновения эрозионного горения [10] над поверхностью утопленной части.

Результаты исследований для сопел с эллипсоидной входной частью с геометрическими параметрами $\overline{R}_2 = 0,1$ и $\overline{R}_4 = 0,5$ свидетельствуют об уменьшении влияния относительной расходонапряженности на коэффициент расхода на 45 % по сравнению с радиусным входным участком, что и дает возможность отдавать им предпочтение при проектировании.

Сопла с входным участком, образованным с использованием формулы Витошинского, показали стабильные результаты при изменении степени утопленности и относительной расходонапряженности [45]. Можно сделать вывод, что расходные характеристики данных сопел определяются исключительно геометрическими параметрами. Рекомендуется отдавать им предпочтение при наличии достаточного места в камере и использовании качающегося сопла для управления вектором тяги. Для данных сопел рекомендуется усеченный вариант входной части до значения $\overline{R}_{\rm B} = 0,92$. Полученные распределения влияний относительной расходонапряженности, степени утопленности и геометрических параметров входного участка на коэффициент расхода являются базой для создания обобщенных рекомендаций по проектированию входных участков утопленных сопел РДТТ [45]. В отличии от относительного расхода над утопленной частью сопла, используемого в существующих зависимостях, применение относительной расходонапряженности может дополнительно способствовать прогнозированию эрозионной составляющей скорости горения. В силу особенностей процессов, протекающих в КС РДТТ, полученные результаты способствуют дальнейшим исследованиям расходных характеристик в зависимости от уноса и разложения теплозащитных покрытий входных участков утопленных сопел.

Глава 4 Исследование влияния абляции теплозащитного покрытия входного участка утопленного сопла на коэффициент расхода

В данной главе описаны тепловые процессы, происходящие при работе РДТТ, взаимодействие потока продуктов сгорания с аблирующим ТЗП входного участка утопленного сопла. Представлены материалы, используемые в качестве тепловой защиты входных участков, раскрыты их основные особенности и подходы к моделированию разрушения ТЗП в процессе работы, что позволило исследовать влияние абляции ТЗП входного участка утопленного сопла на коэффициент расхода.

4.1 Тепловой баланс на утопленном сопле

Защита элементов конструкции РДТТ от высокотемпературных скоростных потоков продуктов сгорания осуществляется ТЗП, разлагающимися при взаимодействии с потоком. Наиболее эффективным отмечается использование разрушающегося теплозащитного покрытия при взаимодействии с потоком для изделий, работающих до 100 с [73].

Наиболее теплонагруженным элементом РДТТ является сопло [30, 105]. Требования тепловой защиты утопленного сопла отличаются от требований для обычного классического сопла, так как утопленное сопло находится непосредственно внутри канала двигателя, и вся утопленная часть омывается продуктами сгорания. Форма сопла во взаимосвязи с проточным трактом двигателя, параметрами потока и материалов тепловой защиты определяет расположение характерных зон воздействия на ТЗП [25, 30, 94]: зоны лобового натекания (точка растекания для утопленного сопла); начало роста пограничного слоя; зоны нарастания и максимальной толщины пограничного слоя, а также зоны отрыва пограничного слоя и смешения потоков.

Тепловой баланс на входном участке утопленного сопла (см. рис. 4.1) по аналогии с тепловым балансом на поверхности ТЗП [67] можно представить как сумму конвективного и радиационного потоков q_{Σ} , подведенных к поверхности, и противопоставленной ей сумме теплового эффекта разрушения $G_{\Sigma}\Delta Q_{\rm p}$, излучения с поверхности $\varepsilon \sigma T_w^4$, теплового потока q_{λ} , идущего на прогрев внутренних слоев материала, тепла $q_{\rm Bd}$, отведенного за счет вдува и теплового эффекта физико-химических превращений $G_w\Delta Q_w$:

$$q_{\Sigma} = G_{\Sigma} \Delta Q_{\rm p} + \varepsilon \sigma T_{W}^{4} + q_{\lambda} + q_{\rm Bd} + G_{W} \Delta Q_{W}$$



Рисунок 4.1 – Тепловой баланс на поверхности входного участка утопленного сопла

В качестве теплозащитного материала (ТЗМ) стенок входного участка сопла до вкладыша в минимальном сечении в конструкциях РДТТ применяются армированные пластмассы [90, 119], такие как стеклопластики, углепластики [34, 90], углеметаллопластики [4], углерод-углеродный композиционные материалы (УУКМ) [8, 20, 33, 125] и графитовые [90] (поликристалические, силицированные, пиролитические графиты [30]), где два последних вида имеют высокую теплостойкость.

Теплозащитные материалы на основе эластомеров [40, 52, 83, 84, 114] имеют больший процент газификации, но невысокую температуру разрушения и сложнее справляются с динамическим напряжением потока продуктов сгорания, чем и обосновывается то, что их не используют для входных участков сопел.

В армированных пластмассах для зоны сопла используются угольные, графитовые, (углеметаллические), кварцевые волокна в различных модификациях (ленты, нити, ткани). В качестве связующих используются эпоксидные, фенольные и кремнеорганические смолы [25, 73]. Широкое распространение получили фенольные смолы из-за способности образовывать при высоких температурах высокопрочный кокс [73, 90], что позволяет повысить общую прочность материала. Эпоксидные смолы имеют более высокую прочность, существуют также модифицированные варианты с фенольной смолой. Кремниорганические смолы имеют более высокий порог начала температурного разрушения. УУКМ представляют собой систему из углеродного волокна и углеродной матрицы, имеют высокую теплостойкость и низкие значения теплопроводности [90].

Условия использования ТЗП разнятся и большинство покрытий ведут себя по-разному, имеют различные теплофизические параметры при работе в разных двигателях, даже если имеют одинаковую структуру и начальные свойства. Большинство свойств материалов определяют эмпирическим способом [21, 111].

Согласно обобщенному механизму разложения коксующихся ТЗП [73] исходный материал быстро прогревается и начинает разлагаться с поглощением значительной части теплового потока, продукты разложения фильтруются через коксовый (пористый) слой углеродного волокна со съемом тепла и вдуваются в пограничный слой основного потока, соответственно обуславливая этим снижение теплового потока к элементам конструкции, а граница зоны деструкции смещается вглубь материала. Кроме этого, вдув продуктов разложения ТЗП в пристеночную зону приводит к деформации профилей скорости, температуры и давления потока [93, 57]. Дополнительные деформации на профили скорости накладывает протекание реакций между продуктами разложения и основным потоком [16, 60, 86, 88].

Представленные особенности утопленных сопел РДТТ свидетельствуют о том, что исследование вклада абляции ТЗП на поверхности входного участка является важной задачей. Вопрос влияния абляции ТЗП на расходные характеристики РДТТ и, в частности, на коэффициент расхода мало изучен. Газодинамическая составляющая коэффициента расхода, как показателя совершенства процессов истечения сопла, должна учитывать вклад вдува в изменение профилей скорости, температуры и давления основного потока, которые деформируются по тракту сопла, а также изменяются средняя температура потока в сечении, плотность потока вблизи стенки и теплофизические свойства потока. Корректный учет изменения коэффициента расхода за счет вдува продуктов разложения осложняется множеством факторов, среди которых параметры потока и продуктов абляции, их изменения по тракту сопла. В свою очередь, расходные характеристики сопла определяют эффективность его использования и закладываются при проектировании.

В данной части работы была поставлена задача определения влияния абляции ТЗП входного участка утопленного сопла на коэффициент расхода. Приняты основные допущения о том, что продукты абляции и основного потока являются одним рабочим телом с одинаковыми зависимостями теплофизических характеристик и отличаются температурой, отсутствуют реакции взаимодействия продуктов абляции и основного потока.

4.2 Определяющие параметры взаимодействия ТЗП и основного потока

Тепломасообмен на утопленной части сопла РДТТ сопровождается постоянным увеличением скорости течения высокотемпературного потока. В минимальном сечении сопла находится зона максимальной плотности тока и максимального диффузионного потока, направленного к стенке сопла [25]. Конвективный тепловой поток зависит от давления потока, скорости и физико-химических параметров в сопле и является определяющим по сравнению с лучистым, хотя стоит отметить, что утопленное сопло в большей степени подвергается воздействию лучистого теплового потока, чем классическое. Еще одним допущением в данной работе является то, что для анализа принято использовать только конвективный тепловой поток. Поэтому при моделировании с использованием программных пакетов есть возможность свести задачу абляции ТЗП сопла к зависимости от скорости и плотности потока при условном постоянстве параметров омывающего основного потока. В зависимости от формы заряда топлива на носовой части входного участка имеется зона лобового натекания, которая обусловлена перпендикулярным направлением потока по отношению к стенке и, соответственно, повышенными значениями конвективного теплового потока к стенке. Не беря в расчет данную зону, тепловой поток возрастает от входного участка к минимальному сечению [25, 31, 94].

Дозвуковая часть внутренней области сопла, как указывается в работе [25], характеризуется величинами конвективного теплового потока (2-4) MBт/м², лучистого теплового потока (0,2-1) MBт/м² при учете уменьшения по длине входной части до половины камерного значения при достижении минимального сечения. Скорости во входной зоне утопленного сопла от 350 м/с до звуковых [90]. Расчетные соотношения для определения конвективного теплообмена достаточно часто базируются на классических интегральных теориях турбулентного пограничного слоя или на теории подобия и модельных экспериментальных данных [31], которые приняты к использованию в данной работе. При M < 1 уравнение для вынужденной конвекции с учетом трения в функциональной форме имеет вид: Nu = f(Re, Pr). В работах [31, 94] представлена одна из используемых зависимостей.

Определяющей составляющей теплового потока по тракту входного участка сопла является конвективная [94]. В модели Д.Р. Бартца для сопловых блоков с небольшими углами входных участков, основанной на интегральных

101

соотношениях пограничного слоя на пластине, предложены зависимости для расчета конвективной составляющей теплового потока с учетом переменности свойств сжимаемого газа по толщине пограничного слоя [31, 94]:

Nu =
$$A \frac{(T_0/T_w) \operatorname{Pr}^{7/15} \operatorname{Re}^{0,8}}{(l_0/R_0)^{0,2} (R_0/R)^{0,05}}$$
; Nu = $\frac{\alpha 2R}{\lambda}$;

$$q = \frac{\alpha}{C_{pw}} (H_0 - H_w) \left(\frac{\rho_0}{\rho_w}\right)^{0.75} \left(\frac{\mu_0}{\mu_w}\right)^{0.25};$$

$$H_0 = C_{p0}T_0$$
; $H_w = C_{pw}T_w$

где Nu, Pr, Re – числа Нуссельта, Прандтля и Рейнольдса (при определении Прандтля по параметрам вблизи стенки, а Рейнольдса по параметру эффективной длины от входного участка в качестве характерного размера); A – коэффициент согласования с опытными данными (0,026 для суживающейся части); T_0 – температура газа в невозмущенном потоке; l_0 – длина предсоплового объема; R_0 – радиус входного сечения сопла; R – радиус расчетного сечения сопла; q – удельный тепловой поток; α – коэффициент конвективной теплоотдачи; ρ – плотность; μ – динамическая вязкость; C_p – теплоемкость; λ – динамическая вязкость; индекс w относится к параметрам на стенке. Тепловой поток при заданных параметрах потока продуктов сгорания обратно пропорционален \sqrt{R} , где R – характерный размер тела [73].

Тепловой поток должен рассчитываться относительно осредненных параметров пограничного слоя по всей длине входного участка сопла. Для упрощения данной задачи используют разбиение на участки, переход между которыми считается линейным. Следует отметить, что представленные соотношения для определения теплового потока не учитывают особенности взаимодействия выбранного материала с потоком, изменения трения, влияния конденсированной фазы, влияния ламиниризации потока для сопел малых диаметров, но для данного анализа это принято допустимым. Зависимость, приведенная в работах [11, 73], позволяет определить газоприход:

$$\dot{m} = q/H,\tag{4.1}$$

где *Н* – тепловой эффект разрушения материала.

Тепловой эффект разрушения материала или эффективная энтальпия [73] – это сумма теплот, отбираемых от пограничного слоя основного потока газа за счет фазовых, химических и других превращений. Данный параметр получил свое название из-за размерности и не является термодинамическим параметром [73]. Он является наглядной характеристикой для сравнения теплозащитных материалов, так как зависит от их свойств и, в отличии от теплового потока, не зависит от размера сопла, но зависит от параметров потока. Данное замечание подтверждает, что численные исследование влияния вдува могут быть оценочными, чтобы определить общие границы влияния и необходимость дальнейшего более детального анализа.

Таким образом, для приближения моделируемых параметров вдува к действительным необходимо определить набегающий тепловой поток и найти значение эффективной энтальпии, из которых может быть получена масса, вдуваемая при разрушении теплозащитного покрытия.

4.3 Особенности теплозащитных материалов входного участка утопленного сопла

Особенности подхода к моделированию абляции как процесса, влияющего на газодинамику потока во входном участке сопла, будут определяться типом материала, а также его физико-химическими характеристиками. При рассмотрении основных типов материалов с точки зрения особенностей процессов в пограничных слоях и используемых во входных участках утопленных сопел РДТТ можно выделить: углепластики, стеклопластики и углерод-углеродные композиционные материалы.

Углепластики (УП) состоят из углеродного волокна, пропитанного связующим – смолами [25, 41]. Как показывает анализ термогравиметрических измерений [41], процесс пиролиза УП на основе термореактивного полимерного связующего носит многостадийный характер. Съем и отвод тепла в результате термодеструкции реализуется в результате следующих процессов [25]: эндотермическое поглощение тепла; фильтрации образующихся газов к нагретой поверхности материала (снимая часть тепла со стенки); вдув продуктов деструкции в пограничный слой (снижение теплообмена между стенкой и продуктами сгорания).

Вблизи поверхности сопла связующее вещество быстро полностью деструктирует и образуется коксовый остаток – пористый материал, состоящий в основном из углерода [25, 41]. Углерод коксового остатка на поверхности продолжает взаимодействие с продуктами сгорания (окисляющими компонентами). Стадия образования кокса может быть интерпретирована как реакция синтеза, которая имеет экзотермический характер [41]. Это приводит к следующим механизмам отвода тепла [25]: эндотермический тепловой эффект реакций окисления углерода; унос со стенки наиболее нагретых частиц в виде газообразных веществ (зависит от плотности кокса); вдув продуктов реакции в пограничный слой.

В УП доля связующего имеет значение примерно 0,4 и коксовое число композита составляет (0,7 - 0,73) [82]. Плотность материалов данного типа варьируется от 1300 до 1480 кг/м³ [6, 50, 72, 76, 78]. Эффективная удельная энтальпия определяется экспериментально и зависит от условий обтекания. В рассмотренных работах ее величина варьируется от 8 ·10⁶ до 25,5 ·10⁶ Дж/кг [6, 50, 72, 76, 78].

При математической постановке задачи пористого вдува вводятся следующие допущения [41, 71, 82]: процесс термохимического разрушения углепластика одномерный; фильтрующийся газ предполагается однородным со

104

значением молекулярной массы, близкой к воздушной смеси; пористая среда в процессе теплообмена считается однотемпературной; течение газа внутри разгорающихся пор предполагается ламинарным и описывается линейным законом Дарси.

Моделирование абляции УП с использованием пористой зоны является наиболее предпочтительным вариантом. Пористая зона наполнена углеродной матрицей (ткань, лента, волокна), а также уплотняется коксом связующего.

Можно здесь же выделить углеметаллопластики [71, 78] в которые дополнительно добавлены металлические проволоки. Плотность материала углеметаллопластиков от 1300 до 2200 кг/м³, а эффективная удельная энтальпия от 20 ·10⁶ до 1,1·10⁷ Дж/кг.

Для моделирования данных материалов также как для УП предпочтителен вариант с пористым слоем. Матрица углеметаллопластиков более плотная, прогрев вглубь материала идет быстрее, чем у УП, поэтому зона фильтрации продуктов разложения будет толще.

Стеклопластики (СП) состоят из стекловолокна и связующего. Эти материалы препятствуют проникновению тепла внутрь за счет [25, 73] низкой теплопроводности и термодеструкции связующего вещества по аналогии с УП. В механизме разложения СП выделяется взаимодействие стекловолокна с углеродом коксового остатка смолы с образованием газообразных продуктов реакции при плавлении, образование пленки (расплава двуокиси кремния), испарение стекловолокна, окисление коксового остатка для частиц, вышедших на поверхность. Расплав двуокиси кремния не реагирует с окисляющими компонентами продуктов сгорания, а реагирует только с углеродом при переходе в газообразное состояние. Пленка расплава стекла содержит твердые частицы коксового остатка. Под пленкой расположен сравнительно толстый пористый слой обугленной прококсованной смолы, поддерживаемой стеклянными волокнами. Зона разложения находится глубже в материале, в ней происходит пиролиз органической связки до смеси летучей и твердой компонент. В зависимости от условий обтекания расход жидкой пленки может быть весьма значительным или же полностью испаряться. Весьма часто выдвигается предположение, что пленка расплава достаточно тонкая и не препятствует просачиванию через нее пузырьков газообразных продуктов разрушения [52]. Процесс осложнен полупрозрачностью материала расплава. Доля газообразных продуктов разложения растет с увеличением массовой доли смолы.

Плотность материалов данного типа варьируется от 1400 до 1800 кг/м³ [6, 72, 76, 78]. Эффективная удельная энтальпия варьируется от 6,250·10⁶ до 19,3·10⁶ Дж/кг [6, 72, 76, 78].

При рассмотрении группы материалов СП следует учитывать тепловой режим работы двигателя, что будет определять поведение расплава на поверхности. Будет ли он вязкотекучим, будет ли пленка тонкой и газ пиролиза будет свободно проходить, или пленка будет достаточно жидкой, а ускорение потока высоким, чтобы ее мгновенно сдувало с поверхности. Моделирование жидкой пленки, испаряющейся с поверхности, является сложной задачей и требует подробного исследования поведения материала и пленки в потоке. Моделирование при допущении о свободном просачивании продуктов разложения через тонкую пленку позволяет моделировать абляцию как вдув расхода с поверхности. При мгновенном уносе пленки предпочтительным выступает моделирование пористой зоны на границе контура сопла.

УУКМ состоят из углеродных (или графитовых) волокон и углеродной (или графитовой) матрицы [50]. Основу обоих частей материала составляет один химический элемент, но при этом состояние каждого компонента может изменяться от неупорядоченного углерода до графита. Композиционный материал является однородным в макромасштабе и неоднородным в микромасштабе, компоненты различаются по свойствам и между ними существует граница раздела. УУКМ и графиты окисляются с поверхности, как и кокс углепластиков, частично осаждаясь за счет протекания эндотермических реакций [73]. Разница состоит в том, что при отсутствии связующего эти материалы вблизи поверхности имеют большую плотность и поэтому в одинаковых условиях разрушаются на меньшую глубину. Соответственно, вдув от этих продуктов гораздо меньший. Также отмечается, что для объемно-армированных УУКМ характерна относительно высокая структура шероховатости разрушающей поверхности, поэтому следует ожидать интенсификации трения и теплообмена в проточном тракте соплового аппарата, что приведет к повышенному уровню теплового состояния конструкции и дополнительным потерям удельного импульса тяги двигателя [30, 121]. Разрушение данного типа материалов часто оценивают не по удельной энтальпии, а по скорости разрушения материала. Вопрос высокой окисляемости кислородом УУКМ при использовании некоторых типов топлив решается нанесением на поверхность или в объем антиокислительных покрытий, чаще всего из карбидов и нитридов с добавлением тугоплавких металлов Cr, Mo, W [49, 53].

Плотность материалов данного типа варьируется от 1500 до 2050 кг/м³, а эффективная удельная энтальпия 6,0·10⁷ Дж/кг [50, 78, 125].

Моделирование таких типов материалов должно проходить с учетом изменения контура поверхности за счет уноса материала (изменения шероховатости). Вдув будет иметь, вероятно, малую величину.

Теплозащитные материалы продолжают совершенствоваться, и, вероятно, список применяемых в данной зоне сопла материалов будет пополняться. Можно отметить работы по разработке наноструктурных материалов, подходящих для рассмотренных тепловых потоков и высокотемпературных продуктов сгорания [111]. Например, тугоплавкий пористый каркас из углеродных нанотрубок, содержащий разлагающийся наполнитель (металлы и сплавы с низкой температурой плавления, но с высокой теплотой плавления и испарения) [9].

Рассматриваются особенности устойчивой работы в высокотемпературных потоках [115] экспериментально и с созданием модели реакций, происходящих на поверхности покрытий [101, 120, 123]. Разложение процессов, сопровождающих абляцию различных материалов, нагромождено теориями, упрощениями и подходами к решению данного вопроса. 4.4 Особенности подхода к моделированию

Для первоначальной оценки влияния вдува и выбора подхода к моделированию рассматривалась уже описанная ранее схема разложения теплозащитного материала, приведенная на рисунке 4.2. Предлагается рассмотреть механизм квазистационарного разрушения. Допускается, что тепло, подводимое от основного потока к материалу, расходуется на прогрев теплозащитного материала и пиролиз связующего, не учитывается излучение с поверхности, а также допускается, что ТЗП работает без уноса, а коксовая матрица не уплотняется и продукты пиролиза вдуваются в основной поток на границе материала. Как уже упоминалось, вопрос влияния абляции ТЗП на расходные характеристики РДТТ и, в частности, на коэффициент расхода мало изучен.



Рисунок 4.2 – Схема фильтрации

В практике расчета коэффициента расхода выделяется составляющая, учитывающая изменение площади критического сечения сопла в результате его разгара [25, 102, 109, 127]. Влияние абляции ТЗП по тракту сопла, как правило, сводится к исследованию разгораемых минимальных сечений, исследованию влияния изменений контура на внутренние параметры [103], или к исследованию вклада абляции в пограничные слои без привязки к геометрии канала [16, 60]. Отдельно можно выделить работы по исследованию вклада в
удельный импульс продуктов разложения ТЗП [79] и по учету влияния различных факторов на отдельные составляющие потерь удельного импульса [19]. Можно отметить работы по моделированию абляции входного участка сопла [104, 122], в том числе для различной формы входного участка классических сопел [100] и экспериментальные результаты [109].

Отдельная ветвь исследований посвящена непосредственному взаимодействию потоков при вдуве в пограничный слой, как через пористые тела, щели, так и в результате абляции материалов стенки [10, 14 - 16, 19, 22, 51, 54, 75, 79, 85, 93, 97, 98 - 100, 102 - 104, 108, 109, 127]. Рассматриваются и исследуются процессы взаимодействия потоков как струй, как реагирующих газов спутных сдвиговых течений. Представлены различные модели учета процессов при вдуве. Обзор современного состояния экспериментальных и теоретических исследований пограничных слоев со вдувом химически реагирующих веществ представлена в работе [16]. В большинстве своем данные работы основаны на экспериментальных исследованиях. В работе [15] подробно рассмотрены организации вдува в пограничный слой через пористые участки, щели, создания завесы (вдув инертного и реагирующего газа). Рассмотрены варианты адиабатической, неадиабатической и реагирующей поверхностей. Процессы рассматриваются с точки зрения эффективности тепловой завесы, представлены экспериментальные и теоретические результаты зависимостей относительных коэффициентов тепломассобмена от параметров завесы. Предложены модели расчета, основанные на интегральных уравнениях в хорошем соотношении с экспериментальными результатами.

Многие ученые перешли к попыткам создания численной модели, адекватно описывающей рассматриваемые ими процессы [10, 13, 22, 23, 26, 122, 124]. К общей картине разрушения теплозащитного покрытия сопел можно подходить по-разному. В [122] рассмотрен подход к моделированию, не учитывающий абляцию напрямую, а на основе линий тока течения, что может предсказывать области повышенного уноса. Более полная картина взаимодействия основного и «пиролизного потока» в рамках численного моделирования представлена в работе [97]. Работа посвящена изучению взаимодействия газа с поверхностью в соплах из углепластиков РДТТ. Представлена модель, учитывающая как термохимическую абляцию, так и вдув пиролизного газа. Полученные в результате моделирования балансы энергии и массы были сопоставлены с экспериментальными данными для углепластикового сопла. Отмечено важное влияние скорости уноса материала с соотношением связующего в углепластике. В диссертационной работе одного из авторов предыдущего исследования, посвященной созданию модели взаимодействия высокотемпературных продуктов сгорания в ракетном сопле с аблирующей поверхностью, представлен значительный вклад в численное моделирование современными средствами CFD [124]. Рассмотрено моделирование процессов абляции для изучения поведения различных абляционных материалов в соплах ракет. Сделан акцент на разгар минимального сечения и влияние данного процесса на давление в камере двигателя, что не учитывалось в ранее рассмотренных работах, как параметр, влияющий на внутрибаллистические характеристики. Указанная работа подтверждает недостаточность знаний о свойствах аблирующих материалов и ограниченность экспериментальных данных для конкретных условий и конструкций двигателей. Свойства материалов в широком диапазоне параметров необходимы для правильной оценки процессов и создания адекватной модели. Отмечается, что несмотря на повсеместное применение вычислительной гидродинамики к моделированию течения в соплах, коды CFD редко содержат правильные граничные условия на поверхности, чтобы достоверно смоделировать абляцию. Фактически большинство кодов используют упрощенные граничные условия (постоянная заданная температура или тепловой поток и нулевой массоперенос) и не могут использоваться для проектирования и анализа ракетных двигателей. В этом контексте данная работа показывает, что точное знание сопутствующих явлений в сочетании с резкой индивидуализацией явлений течения позволяет создать теоретическую и численную основу, способную учитывать сложное взаимодействие на поверхности.

Для определения границ влияния вдува продуктов разложения ТЗП на характеристики основного потока и коэффициент расхода утопленного сопла можно проводить исследование в квазистационарной постановке, определив исследуемый момент как вдув продуктов разложения связующего с поверхности коксового остатка матрицы без учета изменения контура входного участка и продвижения тепловой границы вглубь материала (4.2). Реализация поставленной цели осуществлялась численным моделированием. Объектом исследования являлось утопленное сопло РДТТ с аблирующим ТЗП на его входном участке радиусной формы. Контур входного участка сопла определялся радиусом. Расчетная схема исследуемого объекта приведена на рисунке 4.3: степень утопленности $\bar{L}_{yT} = L_{yT} / L_3 = 0,15$; относительный радиус входа утопленного сопла в минимальное сечение $\bar{R}_2 = R_2/R_{\rm M} = 0,7$; относительный радиус входа внешней кромки утопленной части сопла $\bar{R}_3 = R_3/R_{\rm M} = 0,1$.

Моделирование проводилось аналогично в пакете программ ANSYS Fluent в осесимметричной квазистационарной постановке, рассматривались модели турбулентности RNG k— ε , SST k— ω и Transition SST с типовым набором модельных констант [43]. Удовлетворительные результаты верификации применения указанных моделей турбулентности для расчета коэффициента расхода классических сопел ранее представлены в главе 1. Модель турбулентности RNG k— ε , чувствительная к эффектам быстрой деформации потока и изменению кривизны обтекаемого объекта, обеспечивает требуемую точность расчета потерь удельного импульса и коэффициента расхода утопленного сопла с радиусным входным участком с непроницаемыми стенками, что наглядно представлено в главах 1 и 2. Модель Transition-SST [113] обеспечивает более точные результаты вблизи проницаемых стенок за счет корректного учета смешения потоков.



Рисунок 4.3 – Схема расчетной модели утопленного сопла с радиусный входом

При задании рабочего тела сделано допущение, что состав продуктов разложения теплозащитного материала соответствует продуктам сгорания твердого топлива и отличается температурой. Продукты сгорания и абляции рассматривались гомогенными. Граничные условия моделирования (см. рис. 4.3) [43]:

– равномерный расход продуктов сгорания задавался с цилиндрической поверхности заряда L_3 и с поверхности по радиусу R_{κ} с температурой рабочего тела 2932 К;

– подвод продуктов разложения ТЗП с входного участка утопленного сопла осуществлялся равномерно с четырех участков поверхности *Line P*, на которые она разделена, с увеличением удельного расхода на 35 % от участка к участку;

 стенки утопленной части сопла с внешней стороны, участка днища и сверхзвукового раструба гладкие с условиями прилипания и непротекания рабочего тела;

 на выходе сопла задавалось постоянство атмосферного давления в поперечном сечении.

Исследования проведены без вдува с поверхности *Line P* (см. рис. 4.3), т.е. когда входной участок утопленного сопла рассматривался как стенка, и

при условии равномерного вдува с поверхности *Line P*. Коэффициент расхода определялся по зависимости (1.2).

Для варианта расчета без учета вдува продуктов разложения ТЗП изменение коэффициента расхода в зависимости от качества сетки в пограничных слоях входного участка сопла проиллюстрировано на рисунке 4.4, где коэффициент расхода определен относительно параметров торможения на входе в сопло (1). Наглядно показано, что сеточная независимость решения с моделью турбулентности Transition SST достигается при параметре $y^+ \approx 1$ [113]. Двухпараметрическая модель SST $k-\omega$ обеспечивает практически одинаковые результаты прогнозирования значения коэффициента расхода в широком диапазоне изменения y^+ [43]. Сеточная независимость решения с моделью турбулентности RNG $k-\varepsilon$, использующей пристеночную функцию, соответствует диапазону изменения параметра y^+ , при котором анализ влияния газоприхода со стороны аблирующего покрытия на коэффициент расхода будет достаточно грубым [43].

Расчеты при вдуве продуктов разложения с входного участка утопленного сопла проведены в широком диапазоне их расходов [43]. Гипотетически завышенные значения расхода с аблирующей поверхности выбраны для определения общей тенденции влияния вдува. Температура вдуваемых продуктов разложения составляла 1100 К. Количественная оценка вдуваемых продуктов разложения определялась параметром вдува [94]:

$$B = \frac{2 \cdot \rho_{\mathbf{w}} \cdot W_{\mathbf{w}}}{C_f \cdot \rho \cdot W},\tag{4.2}$$

где ρ_w , W_w , ρ , W – плотность и скорость вдуваемых продуктов и основного потока соответственно; $C_f = \frac{2\tau_w}{\rho_\infty U_\infty^2}$ – коэффициент трения на непроницаемой стенке; τ_w – касательное напряжение трения на стенке; ρ_∞ , U_∞ – плотность и скорость потока вне пограничного слоя. Для рассматриваемых сеточных моделей с непроницаемой стенкой на входном участке утопленного сопла осредненное значение коэффициента трения на входном участке изменялось в пределах от 3,15·10⁻³ до 3,45·10⁻³ [43], что согласуется с данными [7, 25].



Рисунок 4.4 — Коэффициент расхода утопленного сопла с непроницаемым входным участком: \circ — модель турбулентности Transition SST; • — SST k— ω ; \Box — RNG k— ε

Вопрос влияния шероховатости на исследования абляции теплозащитных материалов активно исследуется и некоторые особенности, которые можно отметить, приведены в работе [68], где рассмотрена нестационарная постановка, пористая граница и изменение температуры стенки при различной шероховатости при учете реакций на поверхности с учетом и без учета пиролиза углепластика. В работе [68] представлен результат, согласующийся с экспериментами других авторов, увеличения температуры поверхности ТЗМ с ростом эффективной высоты шероховатости, однако при этом при пиролизе и протекании реакций уменьшается температура поверхности, что связано с увеличением поверхности контакта за счет шероховатости и соответствующим увеличением выхода летучих газообразных продуктов, образующихся при пиролизе и химических реакциях летучих компонентов связующего и наполнителя.

Профили скорости, отнесенные к местной скорости звука, полученные по результатам моделирования вдува для некоторых рассматриваемых вариантов расчета, представлены на рисунке 4.5. Профили скорости для непроницаемой стенки, полученные по моделям турбулентности Transition SST и RNG *k*–є, практически не отличаются между собой [43]. В пристеночной области для непроницаемого входного участка наблюдается отличие в профилях скорости для моделей Transition SST и SST $k-\omega$ [43]. Показан характер изменения профиля скорости в зависимости от интенсивности вдува. Представленные результаты расчета при вдуве с поверхности входного участка утопленного сопла определяют меньший градиент изменения скорости в пристеночной области [51, 53, 63]. Профили скорости, прогнозируемые по моделям турбулентности Transition SST и SST $k-\omega$, весьма незначительно отличаются между собой при заданном параметре вдува [43]. Для этих моделей турбулентности изменение газоприхода с проницаемой поверхности соответствует изменению профиля скорости в пристеночной области. Принципиальные и некорректные изменения профиля скорости по всему сечению характерны для модели турбулентности RNG k— ε , что обусловлено влиянием пристеночной функции. Модель турбулентности RNG *k*-є практически не определяет изменение параметров потока при изменении интенсивности вдува [43].

Представленные результаты получены без учета возможных химических реакций в пограничном слое и соответственно профили скорости не имеют существенной деформации, наличие которой может повлиять на скорость в ядре потока [16]. Следует отметить, что осредненная абсолютная скорость потока по тракту сопла уменьшается с увеличением вдуваемых продуктов разложения. Указанный характер изменений обусловлен потерями на смешение основного потока с газоприходом с аблирующей поверхности, уменьшением температуры потока и увеличением плотности.



Рисунок 4.5 – Профили относительной скорости в минимальном сечении сопла: а) пристеночная зона; б) ядро потока. Обозначения: _____ – вдув отсутствует, модели турбулентности Transition SST и RNG k– ε ; _____ – вдув отсутствует, модель SST k– ω ; _____ – B = 0,01, Transition SST; _____ – B = 1,33, Transition SST; _____ – B = 4,0, Transition SST; _____ – B = 8,0, Transition SST; _____ – B = 0,01, RNG k– ε

На рисунке 4.6 представлены приведенные профили заторможенных параметров температуры и давления в минимальном сечении, полученные с применением модели турбулентности Transition SST. Приведенные значения температуры $\tilde{\tau}_0$ и давления $\tilde{\pi}_0$ представляют собой отношение полной температуры в сечении к заданной температуре основного потока и отношение полного давления к полному осредненному давлению на входе в сопло соответствующего варианта расчета. Приведенные профили температуры и давления, прогнозируемые по модели турбулентности SST *k*– ω , практически соответствуют представленным профилям [43]. Профили температуры при вдуве не имеют экстремумов, что обусловлено расширением пристеночного слоя,

116

уменьшением продольной составляющей скорости в нем. Представленные профили температуры согласуются с профилями на проницаемой стенке в дозвуковом потоке [57]. С увеличением вдуваемой массы продуктов разложения непосредственно у поверхности вдува прослеживается рост плотности и скорости вдуваемых продуктов, направленный по нормали от поверхности.



Рисунок 4.6 – Профили приведенных температуры (а) и давления (б) в минимальном сечении: _____ – вдув отсутствует; _____ – B = 0,01; – B = 1,33; _____ – B = 4,0; _____ – B = 8,0

При вдуве продуктов разложения поток не является изоэнтропическим, так как происходит смешение потоков с разными температурами и плотностями. Изменения параметров приведенных значений полного давления и полной температуры по длине входного участка сопла (\bar{x}) от входа до минимального сечения приведены на рисунке 4.7. Показано, что для потока с подводом массы по длине сопла параметры торможения падают с увеличением параметра вдува, что соответствует известным представлениям [38]. Представленные изменения заторможенных параметров одинаковы для моделей турбулентности Transition SST и SST $k-\omega$ [43]. При вдуве продуктов разложения модель турбулентности RNG *k*– ε определяет более существенное падение параметров торможения по входному участку сопла, например, при *B* = 0,01 $\tilde{\pi}_0 = 0,95$ и $\tilde{\tau}_0 = 0,93$. Для варианта с гладкими не аблирующими стенками падение полного давления по длине сопла не превышало 0,05 % и 0,17 % соответственно для моделей турбулентности Transition SST и SST *k*– ω , а полная температура оставалась постоянной (падение менее 0,001 %) [43]. Следует полагать, что неизоэнтропичность потока при вдуве в пограничный слой по длине сопла должна учитываться при определении коэффициента расхода.



Рисунок 4.7 – Изменения приведенных значений давления (а) и температуры (б) по длине входного участка сопла: сплошные линии – модель турбулентности Transition SST; пунктирные линии – SST *k*– ω

Процесс абляции подразумевает, как уже указывалось, наличие пористой зоны фильтрации продуктов абляции, которую можно рассматривать как детально, так и с существенными допущениями. При упрощенной постановке расход продуктов разложения ТЗП и характер их истечения в основной поток определяются параметрами пористой зоны (проницаемость, толщина, коэффициент изменения давления) и температурой вдуваемых продуктов абляции. Результаты оценочных расчетов с использованием данного подхода не противоречат представленным выше результатам расчета коэффициента расхода, полученным при равномерной подаче вдуваемых продуктов разложения. Вследствие определенных особенностей взаимодействия потоков результатом являются более высокие значения коэффициента расхода. Применение данного подхода в инженерных целях расчета коэффициента расхода сопряжено со сложностями согласования параметров пористой зоны, что требует знаний о структуре и свойствах ТЗП. Для оценки влияния вдува продуктов абляции ТЗП на коэффициент расхода допустима замена пористой модели фильтрации вариантом равномерного вдува с поверхности абляции [43]. Для описания действительных процессов смешения и взаимодействия основного потока с продуктами абляции во входном участке утопленного сопла требуется более детальное моделирование.

Можно отметить работы по исследованию пористой структуры стеклопластиков [62], углепластиков [118], УУКМ [115].

В работе [62] представлено экспериментальное исследование пористой структуры ТЗП (типичных стеклопластиков, после высокотемпературного воздействия). Приведено, что сам композиционный материал изначально имеет пористость (порядка 5 %), пористыми являются полимерная матрица, армирующий материал и выделяют межфазную пористость [65]. Пористая структура исследовалась на порометрической установке для стеклопластиков, наполненных разными смолами (ИФЭД, ЭХД-У). Разница в толщинах прококсованного слоя для них достигает 40 %. Получено, что пористость возрастает при нагревании, достигает своего предела и после этого снижается. Снижение вызвано осаждением пиролитического углерода на стенках макропор. Пористость на начальном временном этапе для представленных материалов варьировалась от 6 до 10 %. В работе [35] приведено давление газа в порах углефенольного композиционного материала, где указано, что при заданных параметрах оно держится на уровне 7 $\cdot 10^5$ Па.

При определении экспериментальной толщины пористой зоны и ее параметров можно проводить моделирование с использованием пористой зоны.

Как правило, при определении уноса массы материала активного ТЗП под температурой его разрушения понимается температура, при которой уносится непосредственно верхний слой материала. В действительности вдув продуктов разложения начинается раньше. При достижении температуры разложения, например, смолы начинается пиролиз с образованием коксового остатка, а далее происходит фильтрация продуктов пиролиза к границе ТЗП, отбирая тепло от коксового слоя, и реализуется вдув в пограничный слой основного потока. Изменение температуры от зоны пиролиза к пористому остатку и далее к границе материала отмечено в работе [91, 92], где для модельного варианта ТЗМ на основе волокнистых наполнителей и органического связующего, который при температурах (600–1100) К подвергается возгонке с образованием пиролизных газов и пористого коксового остатка, температура растет от 800 К (температуры фазового перехода) до ~1710 К.

С позиции анализа влияния вдува продуктов разложения T3M на газодинамическую составляющую коэффициента расхода для определения массы вдуваемых продуктов целесообразно рассматривать, нагрев до температуры разложения связующего и рассматривать задачу с допущением об отсутствии уплотнения коксового остатка и его уноса. Особенности моделирования должны учитывать тип T3M и его теплофизические характеристики. Следует учитывать, что при рассмотрении работы T3П в каналах сопел скорость уноса массы смолы может изменяться более чем на 25 % в зависимости от испытываемых им напряжений [29].

Долю газов пиролиза связующего определяют исходя из свойств материала. Например, в работе [87] для материала П5-13 (углепластик на фенолоформальдегидном связующем (ФФС) с армированием углеродной тканью) с плотностью 1380 кг/м³ и долей связующего в композиции 0,4 через измеренное коксовое число массовая доля газов пиролиза связующего *x*_c получается

0,12. Для материала П5-2 (стеклопластик на ФФС с хаотическим армированием кремнеземной тканью) при плотности материала 1640 кг/м³ и долей связующего 0,37, доля газов пиролиза связующего x_c составит 0,148. Также в данной работе можно выделить формулу, подтвержденную экспериментальными данными для определения теплового эффекта пиролиза связующего материала - ФФС с формулой элементарного звена C₁₅H₁₄O₃ (*T* - температура набегающего потока) $\Delta Q = 1.2(T - 2000)^2 - 0.52(T - 2000) + 1820000, Дж/кг. В работе$ [24] описано, что при поглощении направленных потоков энергии материалами происходят сложные тепловые процессы. Пиролиз термореактивных полимеров представляет собой последовательность химических реакций, протекающих с различной скоростью и при разных температурах [73, 87, 92,]. Начинается пиролиз с разрушения связей между линейными макромолекулами, формирующими сетчатую молекулярную структуру материала при температуре T_{cB} (для каждого вида материала своя температура T_{cB}). Например, для ФФС $T_{\rm cB} \approx 500$ К, а для эпоксидной смолы – $T_{\rm cB} \approx 450$ К. После разрыва связей между макромолекулами разрываются цепи самих макромолекул и происходит отщепление боковых радикальных групп, которые, диффундируя к поверхности, испаряются. С дальнейшим ростом температуры обрывки цепей и боковые группы сами разлагаются, при этом молекулярная масса газообразных продуктов пиролиза уменьшается. Этот процесс сопровождается поглощением тепла и приводит к образованию значительного количества газообраз-Термодеструкция ФФС начинается при температуре продуктов. ных (500 - 600) К. Приведен тепловой эффект разложения ФСС [87, 92]: армированной стекловолокном - ~ (376 - 400) кДж/кг; армированной углеродной тканью - ~ 335 кДж/кг; без армировки - ~ 310 кДж/кг.

При рассмотрении результатов распределения яркостной температуры вдоль оси факела продуктов разрушения материала П5-13 при нулевой координате температура лежит в диапазоне между (2100-2600) К для различного рассмотренного времени [87]. Для материала П5-2 температура в нулевой координате 2200 К. Повышение температуры газов пиролиза связано с реакциями внутри пор материала, сопротивлением пор, а также наличием поверхностных реакций с набегающим потоком. В работе [92] можно отметить изменение температуры в зоне пиролиза к пористому остатку и далее к границе материала. Отмечается рост температуры от 800 К (как температуры фазового перехода) до примерно 1710 К для данного модельного варианта теплозащитного материала на основе волокнистых наполнителей и органического связующего, который при температурах (600 – 1100) К подвергается возгонке с образованием пиролизных газов и пористого коксового остатка. Серия работ [91, 92] направлена на разработку универсального закона разложения связующих теплозащитных композиционных материалов путем использования температур и плотностей начала и окончания разложения связующих с определением узкой зоны пиролиза, ограниченной координатами его начала и окончания с определением плотности и давления торможения и дальнейшим использованием давления пиролизных газов в зоне пиролиза для их фильтрации через пористый остаток и тепломассопереноса в нем.

Для определения массы газов пиролиза смолы, вдуваемых в пограничную зону, в (4.1) добавляется доля газов пиролиза связующего x_c и определяется скорость вдува:

$$\dot{m} = x_c q/H$$
; $u = \dot{m}/\rho_{\mathrm{T3M}}$,

где H – тепловой эффект пиролиза связующего; x_c – массовая доля газообразных продуктов пиролиза; ρ_{T3M} – плотность связующего. В данной работе в качестве ТЗМ рассматривались П5-13 и П5-2 с одинаковым связующим ФФС, для которого ρ_{T3M} = 1300 кг/м³.

4.5 Влияние абляции на коэффициент расхода

Реализация поставленной цели осуществлялась численным моделированием с использованием опробованного в пункте 4.3 подхода.

Объектом исследования являлись утопленные сопла РДТТ с аблирующим ТЗП на входном участке. Рассматривались две характерные формы входных участков с различными геометрическими параметрами (см. рис. 4.8): степень утопленности $\bar{L}_{yT} = 0,15$, определяемая как отношение длины утопленной части к длине заряда; относительный радиус входа внешней кромки утопленной части сопла $\bar{R}_3 = 0,1$; относительный радиус входа в минимальное сечение $\bar{R}_2 = 0,7$ и 0,2; относительной радиус эллипсоидности $\bar{R}_4 = 0,5$ (эллипсоидная форма входных участков – варианты *а* и *б*, см. рис. 4.8) и $\bar{R}_4 = 1$ (радиусная форма – варианты *в* и *г*, см. рис. 4.8).

Коэффициент расхода рассматриваемых сопел с учетом массоприхода с аблирующей поверхности (*Line P*) определялся через параметры торможения по известному соотношению (1.1) где $\dot{m}_{\Sigma} = \dot{m}_{\rm TT} + \dot{m}_{\rm T3M}$ – значение суммарного расхода с поверхности заряда твердого топлива и аблирующей поверхности.

Граничные условия моделирования (см. рис. 4.8): равномерный постоянный расход продуктов сгорания задавался с цилиндрической поверхности заряда L_3 и с поверхности по радиусу R_k с температурой рабочего тела 2932 К; подвод продуктов разложения с входного участка утопленного сопла осуществлялся с поверхности *Line P*, в соответствии с тепловым потоком к поверхности ТЗП и в зависимости от задаваемой температуры продуктов разложения на выходе коксового слоя, которая варьировалась от 600 К до температуры основного потока; поверхность разлагающегося ТЗП предполагалась гладкой и сухой; стенки утопленной части сопла с внешней стороны, днища и малого участка на поверхности *Line P*, сопрягаемого с минимальным сечением, и далее сверхзвукового раструба гладкие с условиями прилипания и непротекания; на выходе сопла задавалось постоянство атмосферного давления в поперечном сечении.



Рисунок 4.8 – Схемы расчетных моделей утопленных сопел: а) обобщенная схема; б) форма $\bar{R}_2 = 0.7$, $\bar{R}_4 = 0.5$; в) форма $\bar{R}_2 = 0.2$, $\bar{R}_4 = 0.5$; г) форма $\bar{R}_2 = 0.7$, $\bar{R}_4 = 1.0$; д) форма $\bar{R}_2 = 0.2$, $\bar{R}_4 = 1.0$

Количественная оценка вдуваемых продуктов разложения определялась параметром вдува (4.2).

Характерное изменение коэффициента трения по длине входного участка с гладкой непроницаемой поверхностью рассматриваемых утопленных сопел (см. рис. 4.8) от входного сечения ($\bar{x} = 0$) до минимального сечения ($\bar{x} = 1$) для заданных условий моделирования представлено на рисунке 4.9. Показано немонотонное увеличение коэффициента трения для сопел с радиусным входным участком и его монотонное снижение от входного сечения к

минимальному для эллипсоидного участка. Значения коэффициента трения для сопел малых размеров существенно выше. Форма входного участка сопла определяет характер изменения ускорения потока по его тракту и соответственно характер изменения коэффициента трения. Представленные зависимости изменения коэффициента трения от формы и геометрических параметров входных участков согласуются с известными данными о коэффициентах расхода рассматриваемых сопел.



Рисунок 4.9 – Изменение коэффициента трения по длине входного участка: ______ – вариант $\bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 0,5$; ______ – $\bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 0,5$; ______ – $\bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 1,0$; _____ – $\bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 1,0$

Изменение параметра вдува (2) по длине рассматриваемых входных участков в зависимости от относительной температуры, которая определялась отношением температуры вдуваемых продуктов к температуре основного потока $\overline{T}_w = T_{w,i}/T_0$, отражено на рисунке 4.10. Зависимости представлены не для полной длины входного участка сопла, так как зона участка около минимального сечения ($\overline{x} > 0,85$) является неаблирующей (см. рис. 4.8). Показано, что температура вдуваемых газов существенно влияет на параметр вдува. Принципиальных изменений в характере распределения *B* по тракту входного участка с увеличением T_w нет. Наименьшие изменения параметра вдува в зависимости от T_w соответствуют соплам с малыми размерами входного участка. С увеличением температуры вдуваемых продуктов различия в абсолютных значениях параметра вдува между рассматриваемыми входными участками стираются.



Рисунок 4.10 — Изменение параметра вдува по длине входного участка: a) $\overline{T}_{w} = 0,20$; б) $\overline{T}_{w} = 0,34$; в) $\overline{T}_{w} = 0,85$; вариант формы: $-\overline{R}_{2} = 0,7$, $\overline{R}_{4} = 0,5$; $-\overline{R}_{2} = 0,2$, $\overline{R}_{4} = 0,5$; $-\overline{R}_{2} = 0,7$, $\overline{R}_{4} = 1,0$; $-\overline{R}_{2} = 0,2$, $\overline{R}_{4} = 1,0$

Изменения теплового потока по длине рассматриваемых входных участков утопленных сопел для различных температур вдува приведены на рисунке 4.11. Полученный характер распределений сбалансированных тепловых потоков согласуется с данными для классических неутопленных сопел [102], можно отметить характерный рост величины абляции для радиусных сопел и уменьшение роста при рассмотрении вытянутых эллипсоидных сопел. Показано уменьшение теплового потока с увеличением размеров входного участка и температуры вдуваемых газов. Эллипсоидный протяженный входной участок (см. рис. 4.8, вариант б) предполагает более низкие значения теплового потока по сравнению с радиусным (см. рис. 4.8, вариант г).

Для исследуемых сопел на рисунке 4.12 приведены зависимости осредненных по длине входного участка параметра вдува от осредненных значений теплового потока на том же участке. Наглядно показано, что при малых размерах входного участка сопла его форма не оказывает принципиального влияния на параметр вдува. Влияние формы входного участка на *B* для этих сопел наблюдается только при малых значениях теплового потока. При развитой поверхности входного участка его форма оказывает существенное влияние при определении параметра вдува от теплового потока.

Рисунок 4.11 – Распределение теплового потока по длине входного участка в зависимости от температуры вдува: a) $\overline{T}_{w} = 0,20$; б) $\overline{T}_{w} = 0,34$; в) $\overline{T}_{w} = 0,85$; вариант формы: $-\overline{R}_{2} = 0,7, \overline{R}_{4} = 0,5; -\overline{R}_{2} = 0,2, \overline{R}_{4} = 0,5; -\overline{R}_{2} = 0,7, \overline{R}_{4} = 1,0; -\overline{R}_{2} = 0,2, \overline{R}_{4} = 1,0$

Рисунок 4.12 – Осредненная зависимость параметра вдува от теплового потока в утопленных соплах: \Box – вариант $\bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 0,5$; $\triangle - \bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 0,5$; $\circ - \bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 1,0$; $\diamond - \bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 1,0$

Интенсивность вдува продуктов разложения, обусловленная тепловым потоком к аблирующей поверхности, определяет толщину пограничного слоя и зону смешения продуктов разложения с основным потоком. Профили скорости в минимальном сечении рассматриваемых сопел, отнесенные к скорости звука, отражают увеличение пограничного слоя с уменьшением T_w , (см. рис. 4.13). Наибольшие изменения профиля в пристеночной области характерны для крупных входных участков, что обусловлено массой вдуваемого газа, пропорциональной суммарной поверхности абляции. Более наглядно это видно для сопла с эллипсоидным входным участком (см. рис. 4.8, вариант б). Кроме этого, для эллипсоидного входного участка в области пограничного слоя при наличии вдува наблюдается перегиб профилей скорости, свойственный для всех входных участков, но в меньшей степени. Приведенные профили скорости для эллипсоидного и радиусного входных участков независимо от размера сохраняют свои характерные особенности. Показано, что наиболее выравненные профили соответствуют эллипсоидному входному участку.

Одним из параметров, который характеризует потери, вызванные неизоэнтропностью потока, является коэффициент восстановления полного давления во входном участке сопла $\sigma = p_{0\min} / p_0$, где $p_{0\min}$ – полное давление в минимальном сечении, p_0 – полное давление на входе в сопло. При отсутствии абляции для рассматриваемых вариантов утопленных сопел б, в, г и д (см. рис. 4.8) коэффициент восстановления полного давления соответственно принимает значения 0,9967; 0,9973; 0,9976 и 0,9982. Влияние вдува продуктов абляции на коэффициент восстановления полного давления в зависимости от температуры вдуваемых продуктов разложения проиллюстрировано на рисунке 4.14 в относительном виде $\Delta \sigma = \frac{\sigma - \sigma_{вд.i}}{\sigma} \cdot 100$ %. Величина потерь, вызванная смешением продуктов разложения сосновным потоком, определяется количеством вдуваемых продуктов разложения и различием параметров смешиваемых потоков.

Характер представленных зависимостей для сопел с рассматриваемыми входными участками одинаков (см. рис. 4.14). Влияние размеров входного участка на коэффициент восстановления давления совместно с изменением температуры вдуваемых газов в большей степени наблюдается для утопленных сопел с эллипсоидным входным участком. Изменение полного давления в зависимости от геометрических особенностей входного участка и параметров абляции является одним из факторов, который определяет значение коэффициента расхода (1.1).

Рисунок 4.14 – Изменение коэффициента восстановления давления по длине входного участка в зависимости от температуры вдува: _____ – вариант $\bar{R}_2 = 0.7, \bar{R}_4 = 0.5; \dots - \bar{R}_2 = 0.2, \bar{R}_4 = 0.5; \dots - \bar{R}_2 = 0.7, \bar{R}_4 = 1.0; \dots - \bar{R}_2 = 0.2, \bar{R}_4 = 1.0; \dots - \bar{R}_2 = 0.2, \bar{R}_4 = 1.0$

Изменения коэффициента расхода рассматриваемых сопел в зависимости от параметра вдува, осредненного по поверхности входного участка, представлены на рисунке 4.15. Значения коэффициентов расхода для неаблирующих стенок (B = 0) радиусных и эллипсоидных входных участков утопленных сопел согласуются с данными главы 2. Проиллюстрировано влияние на значение коэффициента расхода параметров торможения, относительно которых он определялся (1.1): черными маркерами обозначены результаты, полученные по параметрам торможения на входе в сопло, а прозрачными – результаты, рассчитанные по параметрам торможения в минимальном сечении. Показано, что при расчете коэффициента расхода относительно параметров торможения в минимальном сечении он принимает более низкие значения. Обусловлено это тем, что при вдуве более холодных продуктов разложения в результате смешения потоков определяющее влияние оказывает осредненная температура торможения потока в минимальном сечении. Различие коэффициентов расхода растет с увеличением размеров входного участка, что связано с изменением площади аблирующей поверхности. Для входных участков малых размеров с изменением параметра вдува коэффициенты расхода, определенные через параметры торможения на входе в сопло и в минимальном сечении, различаются незначительно.

Рисунок 4.15 – Зависимость коэффициента расхода от осредненного параметра вдува: **•**, **□** – вариант $\bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 0,5$; **•**, **△** – $\bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 0,5$; **•**, **○** – $\bar{R}_2 = 0,7$, $\bar{R}_4 = 1,0$; **•**, **◇** – $\bar{R}_2 = 0,2$, $\bar{R}_4 = 1,0$;

Изменения коэффициента расхода в относительном виде в зависимости от температуры вдуваемых газов представлены на рисунке 4.16, где относительный вид определялся выражением $\Delta \mu = \frac{\mu_{B,L}i - \mu}{\mu} \cdot 100 \%$. Показано максимально возможное увеличение коэффициента расхода в рассматриваемых условиях моделирования. Можно проследить почти линейную тенденцию изменения коэффициента расхода.

Рисунок 4.16 – Границы изменения коэффициента расхода за счет абляции T3M, полученные по параметрам торможения на входе в сопло и в минимальном сечении: а) крупные сопла: \blacksquare , \square – вариант $\bar{R}_2 = 0.7$, $\bar{R}_4 = 0.5$; $\bullet, \circ - \bar{R}_2 = 0.7$, $\bar{R}_4 = 1.0$; б) малые сопла: $\blacktriangle, \triangle - \bar{R}_2 = 0.2$, $\bar{R}_4 = 0.5$; $\bullet, \diamond - \bar{R}_2 = 0.2$, $\bar{R}_4 = 1.0$

Влияние формы и размерности входного участка сопла на тенденции изменения коэффициента расхода для осредненных значений интенсивности вдува в приведенном виде показано на рисунке 4.17, где приведенный коэффициент расхода представляет собой отношение коэффициентов расхода рассматриваемых вариантов входных участков без вдува и с учетом вдува $\bar{\mu} = \mu_i / \mu_i_{BdyB}$, а площадь входного участка приведена к площади минимального сечения $\bar{F}_{Bx} = F_{i Bx} / F_{min}$. Характер изменения приведенного коэффициента расхода принципиально отличается для эллиптического и радиусного входных участков, что обусловлено профилем входного участка, характерными изменениями параметров вдува и тепловых потоков.

Представленные (см. рис. 4.17) изменения приведенного коэффициента расхода получены по параметрам торможения на входе в сопло. При расчете через параметры торможения в минимальном сечении тенденции изменения

коэффициента расхода аналогичны. Представленная иллюстрация изменения приведенного коэффициента расхода свидетельствует о том, что для профилей входных участков, обеспечивающих более совершенный процесс истечения, при увеличении площади аблирующей поверхности вдув продуктов разложения будет оказывать меньше влияние на коэффициент расхода по сравнению с аналогичными условиями для непроницаемой стенки. Следует полагать, что для сопла с входным участком в форме контура Витошинского зависимость приведенного коэффициента расхода от площади аблирующей поверхности будет иметь более положительный градиент изменения по сравнению с эллипсоидным входным участком.

Рисунок 4.17 – Изменения приведенного коэффициента расхода в зависимости от относительной площади эллипсоидного входного участка (_____ -B = 0,007, ____ -B = 0,022) и радиусного (____ -B = 0,022, -B = 0,036)

Представленные результаты, полученные для рассматриваемых материалов П5-13 и П5-2, несмотря на указанные отличия массовой доли газов пиролиза связующих, практически совпадают между собой и обусловлено это тем, что моделирование проводилось без учета особенностей разрушения матрицы, указанных ТЗМ.

Различия коэффициентов расхода, определенных через параметры торможения на входе в сопло или в минимальном сечении, определяются множеством факторов, среди которых профиль входного участка сопла, определяющий распределение скорости потока в минимальном сечении и потери давления, изменение по тракту сопла параметров разложения ТЗМ и теплового потока. Следует отметить, что при моделировании использовалось допущение об отсутствии различий в компонентном составе основного потока и вдуваемых продуктов разложения. В действительности в зависимости от температуры разложения возможно существенное изменение состава газообразных продуктов разложения и их молекулярного веса. Например, молекулярный вес газообразных продуктов пиролиза ФФС типа «новолака» [24] в широком температурном интервале меньше молекулярного веса продуктов сгорания типового топлива РДТТ. В подобных условиях возможно увеличение осредненной газовой постоянной потока и коэффициента расхода, рассчитанного относительно параметров торможения в минимальном сечении. В данном случае различие между коэффициентами расхода, рассчитанными по параметрам торможения на входе в сопло и в минимальном сечении, уменьшается.

4.6 Выводы по главе 4

В соответствии с модельным представлением, определяющим согласованный вдув газообразных продуктов разложения ТЗМ входного участка утопленного сопла в основной поток с тепловым потоком к ТЗП, получены закономерности изменения газодинамической составляющей коэффициента расхода от температуры вдуваемых продуктов разложения и геометрических параметров входного участка.

134

Независимо от формы и размеров входного участка при его постоянной геометрии вдув продуктов разложения обеспечивает увеличение коэффициента расхода. Существенное влияние на коэффициент расхода оказывает температура продуктов абляции. При низкой температуре вдуваемых продуктов разложения и большой поверхности аблирующего входного участка увеличение коэффициента расхода может достигать до 1 %, рассчитанного по параметрам торможения на входе в сопло. Уменьшение полной температуры в минимальном сечении приводит к снижению коэффициента расхода, рассчитанного относительно нее, по сравнению с коэффициентом расхода, определенного по параметрам торможения на входе в сопло. При вдуве продуктов разложения действительное значение коэффициента расхода лежит в диапазоне, полученном через параметры торможения на входе в сопло и в минимальном сечении. Увеличение температуры продуктов разложения, вдуваемых в основной поток, уменьшает параметр вдува и коэффициент расхода стремится к значению, соответствующему непроницаемому входному участку.

Форма и размеры входного участка принципиально сказываются на характере влияния вдува продуктов разложения на коэффициент расхода. Для формы, обеспечивающей более совершенный процесс истечения и, как следствие, наибольшие значения коэффициента расхода в условиях непроницаемой стенки, с увеличением аблирующей поверхности входного участка вклад вдува продуктов разложения в абсолютное значение коэффициента расхода растет в меньшей степени, чем для плохо спрофилированных форм входных участков.

Глава 5 Обобщенная зависимость коэффициента расхода для РДТТ при наличии утопленного сопла

В данной главе представлены результаты обобщенной зависимости от выбранных параметров, влияющих на коэффициент утопленного сопла. В качестве влияющих параметров рассматривались относительный радиус входа в минимальное сечение, степень утопленности сопла, относительный радиус вытягивания входной части сопла и относительная расходонапряженность.

5.1 Обобщенная зависимость

В главах 2, 3, 4 получены диапазоны влияния различных параметров утопленных сопел на коэффициент расхода. В качестве параметров для оценки коэффициента расхода утопленного сопла при проектировании выбраны (см. рис. 5.1) относительный радиус входа в минимальное сечение $\bar{R}_2 = R_2/R_{\rm M}$, влияние которого при изменении от 0,1 до 1 может достигать 8 %; степень утопленности сопла, определяемая как $\bar{L}_{\rm yT} = L_{\rm yT}/L_3$, влияние которой достигает 1 % при изменении от 0 до 0,35; относительный радиус вытягивания входной части сопла $\bar{R}_4 = R_2/R_4$, влияние которого может достигать 6 %; относительная расходонапряженность $\bar{m}_{\rm yT} = (\dot{m}_2/F_2)/(\dot{m}_1/F_1)$, влияние которой может достигать 0,85 %.

Результаты численного моделирования получены для температуры продуктов сгорания T = 2932 К и давления 4 МПа при диаметре минимального сечения 0,04 м, длине заряда 0,4 м.

Обобщающая зависимость от выбранных параметров представлена в форме:

$$\Sigma \mu_{\rm yT} = \mu(\bar{R}_2) + \mu(\bar{L}_{\rm yT}) + \mu(\bar{R}_4) + \mu(\bar{m}_{\rm yT}). \tag{5.1}$$

Рисунок 5.1 – Обобщенная схема геометрических моделей с радиусной и эллипсоидной формами утопленной части сопла

Для обобщения зависимости коэффициента расхода относительно параметра \overline{R}_2 использовалось соотношение (1.2), а для остальных применялась аппроксимация с использованием регрессии методом наименьших квадратов на основании линейных и степенных зависимостей. Регрессии получены с использованием программного продукта Advanced Grapher и уточнены.

Метод наименьших квадратов, используемый для аппроксимации, сводится к решению системы уравнений для минимизации суммы квадратов отклонений RSS (Resudial Sum of Squares):

$$RSS = \sum_{i}^{n} (y_i - (a + b \cdot x_i)^2),$$

где *x_n* и *y_n* результаты численного моделирования.

Система уравнений для решения в общем случае имеет вид:

$$b_0 + b_1 \cdot x_1 = y_1;$$

...
$$b_0 + b_1 \cdot x_n = y_n;$$

$$U = U(b_0, b_1) = \sum_{i=1}^{n} (y_i - b_0 - b_1 x_i)^2 \to \min$$

•

$$\begin{cases} \frac{dU}{db_0} = 0\\ \frac{dU}{db_1} = 0 \end{cases} \begin{cases} -2\Sigma(y_i - b_0 - b_i x_i) = 0\\ -2\Sigma x_i(y_i - b_0 - b_i x_i) = 0 \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} nb_0 + b_1 \Sigma x_i = \Sigma y_i\\ b_0 \Sigma x_i + b_1 \Sigma x_i^2 = \Sigma x_i y_i \end{cases}$$

Суммирование ведется по *i* от 1 до *n*:

$$b_0 = B_0(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \frac{\sum y_i \sum x_i^2 - \sum x_i y_i \sum x_i}{n \sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} ;$$

$$b_1 = B_1(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \frac{n \sum x_i y_i - \sum x_i \sum y_i}{n \sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} ;$$

$$b_{0} = \frac{\sum y_{i} \sum x_{i}^{2} - \frac{1}{n} \sum y_{i} (\sum x_{i})^{2} + \frac{1}{n} \sum y_{i} (\sum x_{i})^{2} - \sum x_{i} y_{i} \sum x_{i}}{n \sum x_{i}^{2} - (\sum x_{i})^{2}}$$

$$= \frac{1}{n} \sum y_i + \frac{\frac{1}{n} \sum y_i \sum x_i - \sum x_i y_i}{n \sum x_i^2 - (\sum x_i)^2} \frac{1}{n} \sum x_i = \bar{y} - b_1 \bar{x}.$$

Среднее отклонение аппроксимированных значений от полученных численных результатов определялось как:

$$\overline{\sigma} = \sum_{i=0}^{n} \frac{\sqrt{\left(1 - \frac{\widehat{y}_i}{y_i}\right)^2}}{n-1},$$

где ŷ_i - результат аппроксимации, y_i- результат численного эксперимента. Суммарная ошибка обобщенной зависимости определялась как:

$$\overline{\sigma}_{\Sigma} = \sqrt{\sum_{j=0}^{n} \overline{\sigma}_{j}^{2}},$$

где *j* – влияющий параметр.

Зависимость для учета влияния относительного радиуса входа в минимальное сечение:

$$\mu(\bar{R}_2) = \frac{1}{1,026+0,11 \cdot \exp(-4 \cdot \bar{R}_2)}.$$
(2)

Сравнение полученных результатов изменения коэффициента расхода для классического сопла с радиусным входом при угле $\theta_{\rm M} = 90^{\circ}$, аппроксимированных данной зависимостью, известных зависимостей для классических сопел и экспериментальных кривых для классических сопел представлены на рисунке 5.2. Результаты графических зависимостей, представленные в [2, 37, 55, 89], и соотношение (1.2) из работы [88] получены для классических сопел с входными участками, использующими малые углы входа $\theta_{\rm M}$ для сопряжения со стенкой КС. В большинстве своем указанные результаты лежат выше полученных в данной работе, что объясняется исследованием классических сопел с малыми углами входа и не высокими температурами рабочих тел, но характер его изменения согласуется удовлетворительно. Приведенное сравнение с известными данными еще раз показывает, что коэффициент расхода утопленных сопел РДТТ требует собственной зависимости. Среднее отклонение аппроксимированных значений $\mu(\overline{R}_2)$ от полученных численных результатов составляет 0,15 %.

Рисунок 5.2 – Зависимость коэффициента расхода от относительного радиуса эллипсоидности

Изменение коэффициента расхода от степени утопленности аппроксимировано зависимостью:

$$\mu(\bar{L}_{\rm yT}) = -R \cdot \bar{L}_{\rm yT} - 0,0001,$$

где $R = -0,004 \cdot \bar{R}_2^{-0,8}$.

Сопоставление результатов аппроксимации с данными численных исследований представлено на рисунке 5.3. Зависимость изменения коэффициента расхода от утопленности приведена с учетом влияния относительного радиуса входа в минимальное сечение. Среднее отклонение аппроксимированных значений $\mu(\bar{L}_{yT})$ от полученных численных результатов составляет 0,14 %. Наибольшее отклонение соответствует соплам с малыми относительными радиусами \bar{R}_2 .

Рисунок 5.3 – Зависимость коэффициента расхода от степени утопленности сопла

Изменение коэффициента расхода в зависимости от изменения относительного радиуса вытягивания входной части сопла описано зависимостью:

$$\mu(\bar{R}_4) = -\mathbf{M} \cdot \bar{R}_4 + \mathbf{M},$$

где M = 0,001 – 0,039[•] ln \overline{R}_2 .

Сопоставление результатов аппроксимации с данными численных исследований представлено на рисунке 5.4. В данной зависимости изменения коэффициента расхода от относительного радиуса вытягивания входной части сопла учтено влияние относительного радиуса входа в минимальное сечение. Полученные результаты приведены для степени утопленности $\bar{L}_{yT} = 0,35$. Среднее отклонение аппроксимированных значений $\mu(\bar{R}_4)$ от полученных численных результатов составляет 0,19 %. Наибольшее отклонение соответствует соплам с малыми относительными радиусами \bar{R}_2 .

Изменение коэффициента расхода от изменения относительной расходонапряженности описано многоуровневой зависимостью:

$$\mu(\overline{m}_{\rm yT}) = Am \cdot \overline{m}_{\rm yT}^2 + Bm \cdot \overline{m}_{\rm yT},$$

где $Am = Lm \cdot R_4 + Dm$; $Lm = 0,016 \cdot R_4 - 0,0168$;

 $Dm = Fm \cdot (-0.02 \cdot \overline{L}_{yT} + 0.0025); Km = -0.005 \cdot R_2 + 0.01;$

 $Fm = 1,746 \cdot R_2 - 0,746; Bm = 0,02 \cdot \overline{L}_{yT} - Km.$

Рисунок 5.4 – Зависимость коэффициента расхода от относительного радиуса входа в минимальное сечение

Результаты определенные по данной зависимости и результаты численного эксперимента представлены на рисунке 5.5. Данная зависимость изменения коэффициента расхода от параметра относительной расходонапряженности учитывает влияние относительного радиуса входа в минимальное сечение, относительного радиуса вытягивания входного участка сопла и степени утопленности. Полученные результаты приведены для степени утопленности \bar{L}_{yT} = 0,15; 0,35 и относительных радиусов $\bar{R}_2 = 0,1$; 1 и $\bar{R}_4 = 0,5$; 1. Среднее отклонение от полученных численных результатов составляет 0,07 %.

Рисунке 5.5 – Зависимость коэффициента расхода от относительной расходонапряженности: а) для $\bar{R}_2 = 1,0$ и $\bar{L}_{yT} = 0,35;$ б) для $\bar{R}_2 = 0,1$ и $\bar{L}_{yT} = 0,35;$ в) для $\bar{R}_2 = 1,0$ и $\bar{L}_{yT} = 0,15;$ г) для $\bar{R}_2 = 0,1$ и $\bar{L}_{yT} = 0,15$

5.2 Выводы по главе 5

Получена обобщенная зависимость изменения коэффициента расхода от четырех влияющих параметров: относительного радиуса входа в минимальное сечение, степени утопленности, относительного радиуса вытягивания входной части сопла и относительной расходонапряженности. Суммарная ошибка аппроксимации по результатам численных исследований составила 0,3 %.

Полученная зависимость имеет допустимый процент отклонения и может быть рекомендована к использованию в инженерных методиках при определении коэффициента расхода утопленных сопел.

Заключение

Основные теоретические и прикладные результаты работы соответствуют поставленной цели и задачам. По результатам проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1) Проведено исследование формообразующих параметров входных участков радиусной, эллипсоидной форм и формы, образованной с использованием формулы Витошинского, степени утопленности сопла, влияющих на газодинамическую составляющую коэффициента расхода, и получены характерные зависимости.

2) Введен параметр относительной расходонапряженности, являющийся более информативным, чем параметр относительного расхода для выполнения расчетов при проектировании РДТТ с утопленными соплами. Проведено исследование влияния относительной расходонапряженности на коэффициент расхода, и получены характерные зависимости.

3) Проведено исследование влияния процессов абляции теплозащитного материала входного участка сопла без учета изменения его геометрии на коэффициент расхода и получено, что определяющими параметрами являются форма входного участка утопленного сопла и параметры продуктов абляции.

4) Получена обобщенная зависимость для определения коэффициента расхода утопленного сопла с радиусной и эллипсоидной формами входного участка в зависимости от относительного радиуса входа утопленного сопла в минимальное сечение, степени утопленности сопла, относительного радиуса вытягивания входной части утопленного сопла и относительной расходонапряженности во взаимосвязи друг с другом. Данная зависимость рекомендуется при проектировании входных участков утопленных сопел.
Список использованных источников информации

 Абугов, Д.И. Теория и расчет ракетных двигателей твердого топлива. Учебник для машиностроительных вузов / Д.И. Абугов, В.М. Бобылев // М.: Изд-во Машиностроение. 1987. 272 с.

Алемасов, В.Е. Теория ракетных двигателей / В.Е. Алемасов, А.Ф.
 Дрегалин, А.П. Тишин // М.: Изд-во Машиностроение. 1989. 464 с.

3. Алемасов, В.Е. Термодинамические и теплофизические свойства продуктов сгорания Справочник. Т.1 под ред. В.П. Глушко / В.Е. Алемасов, А.Ф. Дрегалин, А.П. Тишин, В.Ф. Худяков и др. // М.: Изд-во АН СССР-ВИ-НИТИ.1971. 268 с.

4. Бабченко, В.Ф. Исследование конструктивных схем сопел РДТТ с газодинамическим управлением / В.Ф. Бабченко, П.Ф. Зубец, И.Х. Фахрутдинов // Оборонная техника. 1978. № 9. С. 10–12.

5. Батурин, О.В. Расчет течений жидкостей и газов с помощью универсального программного комплекса Fluent. Учеб. Пособие / О.В. Батурин, Н.В. Батурин, В.Н. Матвеев // Изд-во Самар. гос. аэрокосм. ун-та. 2009. 151с.

6. Белов, В.П. Тепловая защита элементов конструкции ракетных двигателей на твердом топливе: учебное пособие / В.П. Белов // Изд-во Балт. гос. техн. ун-т. СПб. 2010. 51 с.

7. Бондаренко, А.А. Ламинаризация пограничного слоя на перфорированной поверхности с глухими демпфирующими полостями в ускоряющемся потоке / А.А. Бондаренко, Е.Н. Коврижных, Н.Н. Ковальногов // Изв. вузов. Авиационная техника. 2011. № 1. С. 41-44.

 Василевский, Э.Б. Поведение силицированного углерод-углеродного композиционного материала в высокотемпературном потоке воздуха / Э.Б. Василевский, Б.Е. Жестков, В.В. Шведченко, В.В. Штапов и др. // Материалы XVII школы-семинара «Аэродинамика летательных аппаратов». 2006. С. 31-32. 9. Вахрушев, А.В. Применение углеродных нанотрубок в составе разрушающегося теплозащитного покрытия / А.В. Вахрушев, К.В. Сермягин // Химическая физика и мезоскопия. Т. 11. № 3. С. 303-309.

10. Ветчанин, Е.В. Моделирование газодинамики в тепловых двигателях сложной формы / Е.В. Ветчанин, В.А. Тененев // Современная Наука. Сборник научных статей. 2010. № 1 (3). С. 167 – 171.

11. Виницкий, А.М. Конструкция и отработка РДТТ Под ред. А.М. Виницкого / А.М. Виницкий, В.Т. Волков, И.Г. Волковицкий, С.В. Холодилов // М.: Изд-во Машиностроение. 1980. 230 с.

12. Волков К.Н. Газовая динамика утопленного сопла при его смещении в радиальном направлении / К.Н. Волков, С.В. Денисихин, В.Н. Емельянов // Инженерно-физический журнал. 2017. Т. 90. № 4. С. 979-987.

13. Волков, К.Н. Турбулентные течения в каналах со вдувом. Результаты расчетов по методу крупных вихрей и двухпараметрической модели турбулентности / К.Н. Волков, В.Н. Емельянов // Изв. РАН Механика жидкости и газа. 2008. № 4. С. 82-93.

14. Волков, К.Н. Стохастическая модель движения конденсированной частицы в канале с проницаемыми стенками / К.Н. Волков, В.Н. Емельянов // Матем. Моделирование. 1999. Т. 11. № 3. С. 105–111.

15. Волчков, Э.П. Пристенные газовые завесы / Э.П. Волчков // Новосибирск: Изд-во Наука. 1983. 319 с.

16. Э.П. Волчков, Структура течения, тепло-и массоперенос в пограничных слоях со вдувом химически реагирующих веществ (обзор) / Э.П. Волчков, В.И. Терехов, В.В. Терехов // Физика горения и взрыва. 2004. Т. 40. № 1. С. 3-20.

17. Ганиев, Р.И. Выбор сетки и модели турбулентности для расчета коэффициента расхода стандартной диафрагмы / Р.И. Ганиев, Н.А. Николаев, В.А. Фафурин, А.Н. Сабирзянов, В.Б. Явкин // Изв. вузов «Авиационная техника». 2008. № 4. С. 21-24.

18. Гапоненко, О.В. Основные направления развития прорывных технологий в космической деятельности России и проблемы их разработки и внедрения / О.В. Гапоненко // Инженерный журнал: наука и инновации. 2019. № 6 (90). С. 1–13.

19. Глазунов, А.А. Взаимодействие пограничного слоя на выгораемой поверхности с неравновесным двухфазным потоком в осесимметричном сопле Лаваля / А.А. Глазунов, Е.Г. Зауличный, В.Я. Иванов, А.Д. Рычков // ПМТФ. № 3. 1977. С. 53-62.

20. Горский, В.В. Исследование процесса уноса массы углеродного материала в рамках полной термохимической модели его разрушения для случая равновесного протекания химических реакций в пограничном слое / В.В. Горский, Д.А. Забарко, А.А. Оленичева // Теплофизика высоких температур. 2012. Т. 50. № 2. С. 307-313.

21. Горский, В.В. Определение физических свойств углеродных материалов по результатам абляционных экспериментов, проведенных в струях газодинамических установок / В.В. Горский, А.А. Оленичева, В.Г. Реш // Наука и Образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2015. № 10. С. 126–140.

22. Горский, В.В. Оценка влияния вдува газа на конвективный теплообмен в ламинарном и турбулентном пограничных слоях / В.В. Горский, М.А. Пугач // Ученые записки ЦАГИ. 2016. Т. XLVII. № 4. С. 34-43.

23. Горский, В.В. Эффективный метод численного интегрирования уравнений, описывающих течение многокомпонентных высокотемпературных газовых смесей, находящихся в состоянии термохимического равновесия / В.В. Горский, В.А. Сысенко // Журнал вычислительной математики и математической физики. 2009. Т. 49. № 7. С. 1319–1326.

24. Грибанов, В.М. Расчётно-экспериментальный метод определения энергозатрат на физико-химические превращения в полимерных материалах / В.М. Грибанов и др. // Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ. 2012. Т. 130. № 5. С. 51-57.

25. Губертов, А.М. Газодинамические и теплофизические процессы в ракетных двигателях твердого топлива Под ред. А.С. Коротеева. / А.М. Губертов, В.В. Миронов, Д.М. Борисов и др. // М.: Машиностроение. 2004. 512 с.

26. Дегтярев, С.А. Моделирование двухслойных течений и теплообмена при организации завесы в высокоэнтальпийных потоках / С.А. Дегтярев, П.А. Семенов, Д.М. Борисов, А.М. Руденко // Вестник МАИ. 2011. Т. 18. № 5. С. 23-32.

27. Добровольский, М.В. Жидкостные ракетные двигатели. Основы проектирования: Учебник для вузов. – 2-е изд. Под ред. Д.А. Ягодникова / Добровольский М.В. // М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2005. 488 с.

28. Евтифьев, М.Д. Комплексный технико-экономический анализ баллистических ракет подводных лодок (часть 2) / Евтифьев М.Д. // Сибирский журнал науки и технологий. 2008. № 1 (18). С. 79–86.

29. Ерохин, Б.Т. Влияние анизотропии композитов на показатели их работоспособности в сопловых аппаратах реактивных систем / Б.Т. Ерохин, А.Ю. Ермолаев // Известия Российской академии ракетных и артиллерийских наук. 2019. № 4. С. 102-105.

30. Ерохин, Б.Т. Методы исследования эффективности конструкций сопловых аппаратов энергосистем / Б.Т. Ерохин, В.А. Сорокин, А.Ю. Ермолаев, А.Э. Синяков // Известия Российской Академии Ракетных и Артиллерийских наук. 2016. № 3 (93). С. 143–147.

31. Ерохин, Б.Т. Моделирование конвективного теплообмена в соплах реактивных систем / Б.Т. Ерохин, В.А. Сорокин, А.Ю. Ермолаев, А.Э. Синяков // Известия Российской Академии Ракетных и Артиллерийских наук. 2016. № 2 (92). С. 76-83

32. Ерохин, Б.Т. Теория и проектирование ракетных двигателей: Учебник. / Б.Т. Ерохин // СПб.: Изд-во «Лань». 2015. 680 с. 33. Жестов, Б.Е. Исследование термохимической устойчивости теплозащитных материалов / Жестов Б.Е. // Ученые записки ЦАГИ. 2014.
 Т. XLV. № 5. С. 34-43.

34. Зинченко, В.И. Влияние динамики изменения физико-химических свойств фенольного углепластика на нестационарный тепло- и массообмен при высокотемпературной деструкции в потоке газа / В.И. Зинченко, В.В. Несмелов, А.С. Якимов, Г.Ф. Костин // Физика горения и взрыва. 1997. Т. 33. № 5. С. 76-84.

35. Зинченко, В.И. Исследование термохимического разрушения углефенольного композиционного материала в потоке высокотемпературного газа / В.И. Зинченко, В.В. Несмелов, А.С. Якимов // Физика горения и взрыва. 1995. Т. 31. № 1. С. 80-88.

36. Идельчик, И.Е. Исследование сопел аэродинамических труб / И.Е. Идельчик // Технические заметки ЦАГИ. 1935. № 80. С. 3-3

37. Идиятулина, Ф.Л. Расчетные и экспериментальные исследования влияния радиуса кривизны контура в области критического сечения на характеристики сверхзвуковых сопл / Ф.Л. Идиятулина, Г.Н. Лаврухин, Б.Н. Михайлов, Р.К. Тагиров, С.В. Ягудин // Ученые записки ЦАГИ. 1980. Т. XL. № 4. С. 159-164.

38. Иров, Ю.Д. Газодинамические функции / Ю.Д. Иров, Э.В. Кейль,Б.Н. Маслов и др. Изд-во М.: Машиностроение. 1965. 400 с.

39. Исаев, А.И. Гидродинамическая верификация и валидация численных методов расчета течения в камере сгорания газотурбинного двигателя / А.И. Исаев, С.В. Скоробогатов // Труды МАИ. 2017. № 97. С. 7-7.

40. Истомина, Т.С. Комплексные исследования теплозащитных материалов на основе каучук-эпоксидной матрицы / Т.С. Истомина и др. // Вестник Концерна ВКО «Алмаз-Антей». 2015. № 1 (13). С. 94–98.

41. Калинкевич, Г.А., Миков В.Л., Морозова Т.П. Исследование полиаминоамидного связующего методом комплексного термического анализа / Г.А. Калинкевич, В.Л. Миков, Т.П. Морозова // Изв. Тимирязевской сельскохозяйственной академии.1981. № 2. С. 164-167

42. Кириллова, А.Н. Многофакторность влияния степени утопленности сопла на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова // Вестник Концерна ВКО «Алмаз-Антей». 2018. № 1 (24). С. 43–50

43. Кириллова, А.Н. Влияние вдува продуктов разложения теплозащитного покрытия на коэффициент расхода утопленного сопла / А.Н. Кириллова, А.Н. Сабирзянов // Изв. Вузов. Авиационная техника. 2021. № 2. С. 129– 135.

44. Кириллова, А.Н. Влияние геометрических параметров входного участка утопленного сопла на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова, Ч.Б. Хаматнурова // Вестник Московского авиационного института. 2020. Т. 27. № 2. С.140–148

45. Кириллова, А.Н. Влияние относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла на коэффициент расхода / Сабирзянов А.Н., Кириллова А.Н. // ИФЖ – 2021. Т.94. № 3. С.: 689 - 697

46. Кириллова, А.Н. Влияние относительной расходонапряженности над утопленной частью сопла с радиусным входным участком на коэффициент расхода / А.Н. Сабирзянов, А.Н. Кириллова // Изв. вузов. Авиационная техника. 2020. № 2. С. 125–131

47. Кириллова, А.Н. Моделирование коэффициента расхода сопла ракетного двигателя / Сабирзянов А.Н., Глазунов А.И., Кириллова А.Н., Титов К.С. // Изв. Вузов. Авиационная техника. 2018. № 2. С. 105–111.

48. Коваленко, Н.Д. Газодинамические аспекты и разработки сопел двигателей ступеней ракет с высокой плотностью компоновки / Г.А. Стрельникова, А.Е. Золотько // Техническая механика. 2011. № 2. С. 36-53.

49. Колесников, С. А. Оптимизация структуры углерод-углеродных композиционных материалов с целью повышения окислительной стойкости для эксплуатации в высокотемпературных конструкциях / С.А. Колесников //

Известия высших учебных заведений. Химия и химическая технология. – 2016. Т. 59. №. 9. С. 106-115.

50. Колокольцев, С. Н. Углеродные материалы. Свойства, технологии, применения / С. Н. Колокольцев // М.: Изд-во Интеллект 2012. 296 с.

51. Комаров, В.П. Экспериментальное исследование эффективности завесы в турбулентном пограничном слое газа / В.П. Комаров, А.И. Леонтьев // ТВТ. 1970. Т. 8. № 2. С. 353–358.

52. Коптелов, А. А. Влияние параметров термического разложения на эффективность работы полимерных теплозащитных материалов / А.А. Коптелов // Теплофизика высоких температур. 2004. Т. 42. № 2. С. 307-312.

53. Копылов, А.В. Определение термостойкости высокотемпературных углеродсодержащих композиционных материалов с защитными покрытиями / А.В. Копылов // Конструкции из композиционных материалов. 2013. № 4. С. 49-54.

54. Корнилов, В.И. Экспериментальное моделирование вдува воздуха в турбулентный пограничный слой при помощи внешнего напорного потока / Корнилов В.И., Бойко А.В. // Журнал технической физики. 2016. Т. 86. № 10. С. 38-46

55. Лавров, Л.Н. Конструкции ракетных двигателей на твердом топливе Под общ. ред. чл. корр. Российской академии наук, д.т.н., проф. Л.Н. Лаврова. / Л.Н. Лавров, А.А. Болотов, В.И. Гапаненко, О.С. Думин, П.А. Зиновьев, Б.Л. Панасевич, Н.Л. Поломских, М.И. Соколовский, Ю.Н. Щербаков // М.: Изд-во Машиностроение. 1993. 215 с.

56. Лаврухин, Г.Н. Аэрогазодинамика реактивных сопел. Т. І. Внутренние характеристики сопел / Г.Н. Лаврухин // М.: Изд-во Наука. ФИЗМАТ-ЛИТ. 2003. 376 с.

57. Лебедев А.В. Экспериментальное исследование распределения скорости и турбулентных характеристик в газовой завесе / А.В. Лебедев, Ю.В. Швайковский // Теплофизика высоких температур. 1965. Т. 3. № 4. С. 569-576.

58. Леонтьев, А.И. Влияние вдува (отсоса) на энергоразделение потоков сжимаемого газа / А.И. Леонтьев, В.Г. Лущик, А.Е. Якубенко // Изв. РАН. Механика жидкости и газа. 2011. № 6. С. 110-117.

59. Леонтьев, А.И. Сжимаемый турбулентный пограничный слой на проницаемой пластине при вдуве инородного газа / А.И. Леонтьев, В.Г. Лущик, А.Е. Якубенко // Теплофизика высоких температур. 2007. Т. 45. № 4. С. 543-551.

60. Лукашов, В.В. Пристенные течения химически реагирующих веществ. Обзор современного состояния проблемы / В.В. Лукашов, В.В. Терехов, В.И. Терехов // Физика горения и взрыва. 2015. Т. 51. №. 2. С. 23-36.

61. Лухтура, Ф. И. О потерях энергии при течении газа в соплах. Часть 2 / Ф.И. Лухтура // ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет». 2005. № 15. С. 175–180.

62. Мамонтов, Г.Я. Экспериментальные исследования пористой структуры стеклопластиков после завершения процесса термического разложения связующего / Г.Я. Мамонтов // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2003. Т. 306. № 4. С.91-96

63. Мерзликин, А.И. Эффективность утопленного и телескопически складываемого сопловых блоков РДТТ / А.И. Мерзликин, В.Л. Денненбург, Ю.Л. Макаревич, Г.М. Толстикова // Оборонная техника. 1978. 8. С. 8 – 11.

64. Милехин, Ю.М. Энергетика ракетных двигателей на твердом топливе / Ю.М. Милехин, А.Н. Ключников, Г.В. Бурский, Г.С. Лавров // М.: Издво Наука. 2013. 207 с.

65. Назаров, Г.И. Конструкционные пластмассы / Г.И. Назаров, В.В. Сушкин, Л.З. Дмитриевская // М.: Изд-во Машиностроение. 1989. 240 с.

66. Наумов, В.Н. Влияние формы входного контура на газодинамику утопленного сопла РДТТ / В.Н. Наумов // РК научно-технический сборник. Серия IV Ракетные двигатели и энергетические установки РДТТ. 1977. № 42. С. 119-129. 67. Николаев, Ю.В. Основы проектирования твердотопливных управляемых баллистических ракет. Часть II: Учебное пособие / Ю.В. Николаев, С.Д. Панин, Ю.С. Соломонов, М.П. Сычев. // М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. 2000. 140 с.

68. Овчинников, В.А. Математическое моделирование влияния шероховатости поверхности и уноса массы на тепловую защиту / В. А. Овчинников,
А. С. Якимов // ТВТ. 2017. Т. 55. № 5. С. 800–805.

69. Панкратов, Б.М. Взаимодействие материалов с газовыми потоками Под ред. д.т.н. В.С. Зуева / Б.М. Панкратов, Ю.В. Полежаев, А.К. Рудько // М.: Изд-во Машиностроение. 1975. 224 с.

70. Пирумов, У.Г. Газовая динамика сопел / У.Г. Пирумов, Г.С. Росляков // М.: Изд-во Наука. 1990. 368 с.

71. Полежаев, Ю. В. Сопряженные и нестационарные задачи механики реагирующих сред. / Ю.В. Полежаев, А.М. Гришин, В.М. Фомин // Новосибирск: Изд-во Наука. 1984. 319 с.

72. Полежаев, Ю. В. Тепловое разрушение материалов. Под ред. академика НАН Украины В. В. Скорохода / Ю.В. Полежаев, Г.А. Фролов // Киев: Из-во ИПМ НАНУ. 2005. 288 с.

Полежаев, Ю.В. Тепловая защита. Под ред. А.В. Лыкова. / Ю.В.
 Полежаев, Ф.Б. Юревич // М.: Изд-во Энергия. 1976. 392 с.

74. Пономарев, А.А. Исследование потерь удельного импульса тяги из-за неоднородностей состава продуктов сгорания / Пономарев А.А., Пономарев Н.Б. // Вестник Московского авиационного института. 2010. Т. 17. № 6. С. 66–71.

75. Пчёлкин, Ю.Д. Приближённый метод расчёта уноса массы углеродных материалов в высокотемпературном воздухе / Ю.Д. Пчёлкин // Космонавтика и ракетостроение. 2014. № 2 (75). С. 19-24.

76. Сабирзянов, А.Н. Проектирование элементов конструкции РДТТ. Тепловая защита: учебное пособие / А.Н. Сабирзянов, А.И. Глазунов. // Казань: Изд-во Казан. гос. тех. ун-та. 2014. 219 с. 77. Сабирзянов, А.Н. Применение RANS моделей турбулентности для расчета коэффициента расхода в расходомере со стандартной диафрагмой / А.Н. Сабирзянов, В.Б. Явкин В.Б.// Вестник Удмуртского университета «Математика. Механика. Компьютерные науки». 2010. № 2. С. 109-116

78. Санин, Ф.П. Твердотопливные ракетные двигатели. Материалы и технологии / Ф.П. Санин, Л.Д. Кучма, Е.А. Джур, А.Ф. Санин. // Днепропетровского ун-та. 1999. 320 с.

79. Сидоренко, В.В Определение потерь в камере РДТТ, связанных с неполнотой тепловыделения и сублимацией бронировки / В.В. Сидоренко, Ю.И. Тулупов, Б.В. Киссин // Оборонная техника. Ракеты и ракетные двигатели. 1966. № 5. С. 11-15.

80. Соколов, В.Д. Коэффициент расхода осесимметричных сужающих сопел с произвольным контуром / В.Д. Соколов, С.В. Ягудин // Ученые записки ЦАГИ. 1975. Т. VI. № 1. С. 117-121.

81. Соловьев, Л.С. Обзор существующих способов управления ракетами / Л.С. Соловьев // Человек в природном, социальном и социокультурном окружении. 2018. С. 185–198.

82. Степанова, Е.В. Математическое моделирование процесса тепломассообмена в теплозащитном покрытии при пульсациях газового потока /
Е.В. Степанова, А.С. Якимов // Теплофизика высоких температур. 2015.
Т. 53. № 2. С. 236-242.

83. Страхов, В.Л. Кинетика и энергетика высокотемпературного пиролиза высоконаполненных эластомеров / В.Л. Страхов, В.О. Каледин, А.А. Кульков // Теплофизика высоких температур. 2020. Т. 58. № 3. С. 445-453.

84. Страхов, В.Л. Комплексное математическое моделирование теплозащиты из высоконаполненных эластомеров / В.Л. Страхов, В.Н. Бакулин // Теплофизика высоких температур. 2019. Т. 57. № 2. С. 278-283.

85. Терехов, В.И. Аэродинамика и соплротивление цилиндрического канала при вдуве в него радиальной щелевой струи / В.И. Терехов, Ю.М. Мшвидобадзе // Теплофизика и аэромеханика. 2000. Т. 7. № 1. С. 67-77.

86. Терехов, В.И. Тепломассоперенос в пристенных течениях с фазовыми превращениями / В.И. Терехов // Труды седьмой российской национальной конференции по теплообмену. 2018. С. 47-50.

87. Товстоног, В.А. Экспериментальные исследования и анализ механизмов термического разрушения армированных пластиков при нагреве излучением / В.А. Товстоног // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. «Машиностроение». 2007. № 2. С. 15–34.

88. Товстоног, В.А. Теплообмен в плоском канале с аблирующей стенкой / Товстоног В.А. // Вестник Московского государственного технического университета им. НЭ Баумана. Серия «Машиностроение». 2018. № 6 (123). С. 4-19.

89. Тырышкин, Р. А. Применение RANS моделей турбулентности для расчета коэффициента расхода в расходомере со стандартной диафрагмой / Р.А. Тырышкин, и др. // Вестник Удмуртского университета. Математика. Механика. Компьютерные науки. 2010. № 2. С. 109-116.

90. Фахрутдинов, И.Х. Конструкция и проектирование ракетных двигателей твёрдого топлива: Учебник для машиностроительных вузов / И.Х. Фахрутдинов, А.В. Котельников // М.: Изд-во Машиностроение. 1987. 329 с.

91. Формалев, В.Ф. Моделирование тепломассопереноса в теплозащитных композиционных материалах на основе универсального закона разложения связующих / В.Ф. Формалев // Теплофизика высоких температур. 2020. Т. 58. № 3. С. 412-418.

92. Формалев, В.Ф. Об универсальном законе разложения связующих теплозащитных композиционных материалов при высоких температурах / В.Ф. Формалев // Теплофизика высоких температур. 2020. Т. 58. № 1. С. 91-96.

93. Халатов, А.А. Термогазодинамика сложных потоков около криволинейных поверхностей / А.А. Халатов, И.В. Шевчук, А.А. Авраменко, С.Г. Кобзарь, Т.А. Железная // Изд-во Ин-т техн. теплофизики НАН Украины. 1999. 300 с. 94. Шишков, А.А. Рабочие процессы в ракетных двигателях твердого топлива: Справочник / А.А. Шишков, С.Д. Панин, Б.В. Румянцев // М.: Изд-во Машиностроение. 1989. 240 с.

95. Alama, M.M.A. Nozzle geometry variations on the discharge coefficient / M.M.A. Alama, T. Setoguchia, S. Matsuob, H.D. Kimc // Propulsion and Power Research. 2016. Vol. 5. Issue 1. P. 22–33.

96. ANSYS Help [Electronic resource] / www.ansyshelp.ansys.com (2018)

97. Bianchi, D. A Numerical approach for high-temperature flows over ablating surfaces / D. Bianchi et al. // 39th AIAA Thermophysics Conference. 2007. P. 4537.

98. Bianchi, D. Coupled Analysis of Flow and Surface Ablation in Carbon-Carbon Rocket Nozzles / D. Bianchi, F. Nasuti, E. Martelli // Journal of Spacecraft and Rockets. 2009. 46 (3). P. 492–500.

99. Bianchi, D. et al. Coupled CFD analysis of thermochemical erosion and unsteady heat conduction in solid rocket nozzles / D. Bianchi et al. // 48th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. 2012. P. 4318.

100. Bianchi, D. Radius of curvature effects on throat thermochemical erosion in solid rocket motors / D. Bianchi, F. Nasuti, M. Onofri // Journal of Spacecraft and Rockets. 2015. T. 52. № 2. P. 320-330.

101. Borie, V. Aerothermochemical analysis of carbon-carbon nozzle regression in solid-propellant rocket motors / V. Borie, J. Brulard, G. Lengelle // Journal of Propulsion and Power. 1989. 5 (6). P. 665–673.

102. Cavallini, E. Effective Semi-Empirical Model of Nozzle Thermo-Chemical Erosion in Solid Rocket Motors / E. Cavallini, B. Favini, A. Neri // 53rd AIAA/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference. 2017. P. 4780.

103. Cross, P. G. Conjugate Analyses of Ablation in Rocket Nozzles / P.G.
Cross, I.D. Boyd // Journal of Spacecraft and Rockets. 2019. Vol. 56. № 5.
P. 1593-1610.

104. Cross, P. G. Conjugate analysis of rocket nozzle ablation / P. G. Cross,I.D. Boyd // 47th AIAA Thermophysics Conference. 2017. P. 3351.

105. FlightCenter, N. Alternate Nozzle Ablative Materials / N. FlightCenter // Pro. ram. 1984. 224 p.

106. Grey, R. E. Performance of conical jet nozzles in terms of flow and velocity coefficients / R.E. Grey, H.D. Wilsted // NACA TN 1757. 1949. 14 p.

107. Islam, S. Numerical Analysis for Determination of Hydrodynamic Characteristics of a Gimbaled Thrust Vectoring Nozzle / Islam S., & Islam M.S. // Journal of Bangladesh Academy of Sciences. 2017. 41 (1). P. 69-84.

108. Kamps, L.T. Mechanisms of Graphite Nozzle Erosion in Hybrid Rockets: diss. 北海道大学 [Hokkaido University]. 2019. 143 p.

109. Kimmel N. A. Alternate nozzle ablative materials program / N.A. Kimmel // Contractor Report (CR) Jet Propulsion Lab., California Inst. of Tech. Pasadena, CA, United States. 1984. p. 224

110. Koo, J. Comparison of ablative materials in a simulated solid rocket exhaustenvironment / J. Koo et al. // 32nd Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. 1991. P. 978.

111. Koo, J. Nanocomposite rocket ablative materials: processing, microstructure, and performance / J. Koo et al. // 45th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC structures, structural dynamics & materials conference. 2004. P. 1996.

112. Langtry, R. B. Correlation-Based Transition Model Using Local Variables—Part II: Test Cases and Industrial Applications / R. B. Langtry, F. R. Menter, S.R. Likki, Y. B. Suzen, P. G. Huang, S.A. Völker // ASME. J. Turbomach. 2006. 128 (3) P. 423–434.

113. Langtry, R.B. Correlation-Based Transition Modeling for Unstructured
Parallelized Computational Fluid Dynamics Codes / Langtry R.B. and Menter F.R.
// AIAA Journal. 2009. Vol. 47. № 12. P. 2894 – 2906.

114. Maurizio, N. EPDM based heat shielding materials for Solid Rocket Motors: A comparative study of different fibrous reinforcements / N. Maurizio, M. Rallini, D. Puglia, J. Kenny, L. Torre // Polymer Degradation and Stability. 2013.Vol. 98. Issue 11. P. 2131-2139.

115. Mcmanus, H. L. N. High Temperature Thermomechanical Behavior of Carbon-Phenolic and Carbon-Carbon Composites / H.L.N. Mcmanus, G.S. Springer, // I. Analysis. Journal of Composite Materials. 1992. 26 (2). P. 206–229.

116. Menter, F. R. A Correlation-Based Transition Model Using Local Variables—Part I: Model Formulation. ASME. / F.R. Menter, R.B. Langtry, S. R. Likki,
Y.B. Suzen, P. G. Huang, S. Völker // J. Turbomach. 2006. 128 (3).
P. 413–422.

117. Miller, W.H. A Review of Contemporary Solid Rocket Motor Performance Prediction Techniques / Miller W.H., Barrington D.K. // Journal of spacecraft and Rocets. 1970. № 3. Vol. 7. P. 225–237.

118. Natali, M. Microstructure and ablation behavior of an affordable and reliable nanostructured Phenolic Impregnated Carbon Ablator (PICA) / M. Natali et al. // Polymer Degradation and Stability. 2017. T. 141. P. 84-96.

119. Natali, M. Thermoset Nanocomposites as ablative materials for rocket and military applications / M. Natali, J. M. Kenny, L. Torre // Thermosets. Elsevier. 2018. P. 477-509.

120. Peng, L. Effect of combustion gas mass flow rate on carbon/carbon composite nozzle ablation in a solid rocket motor / L. Peng, G. He, J. Li, L. Wang, F. Qin, // Carbon. 2012. 50 (4). P. 1554–1562.

121. Qin, F. Numerical simulations of multiscale ablation of carbon/carbon throat with morphology effects / Qin F. et al. // Aiaa Journal. 2017. T. 55. № 10. C. 3476-3485.

122. Shimada, T. Flow inside a solid rocket motor with relation to nozzle inlet ablation / Shimada T., Sekiguchi M., Sekino N. // AIAA journal. 2007. Vol. 45. № 6. P. 1324–1332.

123. Sullivan, R. M. A finite element method for the thermochemical decomposition of polymeric materials—II. / R.M. Sullivan, N.J. Salamon // Carbon phenolic composites. International Journal of Engineering Science. 1992. 30 (7). P. 939–951.

124. Turchi, A. A numerical approach for the study of the gas–surface interaction in carbon–phenolic solid rocket nozzles / A. Turchi, D. Bianchi, F. Nasuti, M. Onofri // Aerospace Science and Technology. 2013. 27 (1). P. 25–31.

125. Windhorst, T., Carbon-carbon composites: a summary of recent developments and applications / T. Windhorst, G. Blount // Materials & Design. 1997. 18(1). C. 11–15.

126. Yu, K. Profile Design and Multifidelity Optimization of Solid Rocket Motor Nozzle / Yu K., Yang X., & Mo Z. // Journal of Fluids Engineering. 2014. Vol. 136 (3). P. 1–6.

127. Zhang, J. High-Fidelity Multiphase Simulations of Erosion in SRM Nozzles / J., Zhang et al. // 45th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit. 2009. P. 5499.

Приложение

Приложение А (Акт внедрения результатов диссертационной работы)

УТВЕРЖДАЮ

Проректор по научной и Инновационной деятельности КНИТУ-КАИ Д.т.н. профессор С.А. Михайлов 2021 г.

AKT

О внедрении результатов диссертационной работы Кирилловой Анны Николаевны в научно-исследовательский процесс

федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования «Казанский национальный исследовательский технический университет им. А.Н. Туполева – КАИ»

Настоящим подтверждаю, что за период выполнения диссертационной работы Кирилловой А.Н. в научно-исследовательский процесс КНИТУ-КАИ внедрены следующие ее результаты:

 методика расчета коэффициента расхода входного участка утопленного сопла, используемая при выполнении курсовых проектов и выпускных квалификационных работ;

 методика расчета абляции входного участка утопленного сопла, используемая при выполнении курсовых проектов и выпускных квалификационных работ.

Директор Института авиации, наземного Транспорта и энергетики к.т.н., доцент

А.Ф. Магсумова

Приложение Б (Грамоты. Дипломы)



Министерство образования и науки Российской Фелерийия // Nanjing University of Aeronautics and Astronautics Казавский национальный исследовательский технический университет им. А.И. Туполева-КАИ (КНИТУ-КАИ) PCHTET A.H. TYP иплом III степени выдан ЗА ЛУЧШИЙ ДОКЛАД Международной молодежной научной конференции «ХХП ТУПОЛЕВСКИЕ ЧТЕНИЯ (школа молодых ученых)» Кириловой А.С. Свенка влизния ка KOH excutobatton разы на кодофициент Дакетиого Дилателя ", 14-HU Председатель оргкомитета. А.Х. Гильмутлинов ректор КНИТУ-КАНАИ 8-10 ноября 2017г.



КАБИНЕТ МИНИСТРОВ РЕСПУБЛИКИ ТАТАРСТАН МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РЕСПУБЛИКИ ТАТАРСТАН МИНИСТЕРСТВО ПРОМЫШЛЕННОСТИ И ТОРГОВЛИ РЕСПУБЛИКИ ТАТАРСТАН КАЗАНСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК МЭРИЯ ГОРОДА КАЗАНИ ВЫСТАВОЧНЫЙ ЦЕНТР «КАЗАНСКАЯ ЯРМАРКА» КАЗАНСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ на. А.Н. ТУПОЛЕВА-КАИ (КНИТУ-КАИ) Representa A.H. MOM СТЕПЕНИ ВЫДАН Kupinnoboi Anne Alexandebre "Сравнение утопленных сопее с 22 gornag адиуснов с Эллиперидной формай trogioro gracina". ЗА ЛУЧШИЙ ДОКЛАД СРЕДИ МОЛОДЫХ УЧЕНЫХ Всероссийской научно-практической конференции с международным участием «Новые технологии, материалы и оборудование российской авиакосмической отрасли» (AKTQ-2018) Заместитель председателя оргкомитета, ректор КНИТУ-КАИ А.Х. Гильмутдинов KA3AH6, 2018

Балтийский Государственный Технический Университет "BOEHMEX" им. Дмитрия Федоровича Устинова



ΓΡΑΜΟΤΑ

XI Общероссийской молодежной научно-технической конференции "Молодёжь. Техника. Космос"

І место на секции №1

«РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКАЯ И АВИАЦИОННАЯ ТЕХНИКА»

Кириллова Анна Николаевна

Балтийский государственный технический университет «ВОЕНМЕХ» им. Д. Ф. Устинова

24 - 26 апреля 2019 года

м. п.

Ректор БГТУ «ВОЕНМЕХ» им. Д. Ф. Устинова

www.voenmeh.ru

mtk-voenmeh@mail.ru

г. Санкт-Петербург, 1-ая Красноармейская улица, д. 1

