

Федеральное государственное бюджетное образовательное
учреждение высшего образования
«Московский авиационный институт
(национальный исследовательский университет)»

на правах рукописи

Строкач Евгений Александрович

**ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА
В КАМЕРЕ СГОРАНИЯ РАКЕТНОГО ДВИГАТЕЛЯ МАЛОЙ ТЯГИ С
ЦЕНТРОБЕЖНЫМИ ФОРСУНКАМИ**

Специальность 05.07.05

«Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки летательных
аппаратов»

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук, профессор
Козлов Александр Александрович

Москва - 2017

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1. РАСЧЕТНЫЕ МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КАЧЕСТВА СМЕСЕОБРАЗОВАНИЯ (ОБЗОР).....	13
1.1. Эмпирические подходы к определению мелкости распыливания.....	14
1.1.1. Распыливание центробежными однокомпонентными форсунками.....	14
1.1.2. Распыливание двухкомпонентными центробежными форсунками.....	16
1.2. Численные методы моделирования двухфазных течений.....	18
1.2.1. Со свободной поверхностью.....	19
1.2.2. Подход Эйлера – Лагранжа.....	20
1.2.3. Моделирование процессов дробления и смесеобразования в современных пакетах вычислительной гидрогазодинамики.....	22
1.3. Описание распределения капель по диаметру.....	31
1.3.1. Эмпирические методы.....	32
1.3.2. Метод максимальной энтропии.....	32
1.3.3. Подход дискретной функции плотности вероятности.....	33
1.3.4. Подход стохастических моделей дробления.....	34
1.4. Выводы по главе.....	34
ГЛАВА 2. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ.....	37
2.1. Физическая картина течения в форсунке.....	39
2.2. Физическая картина течения в КС.....	39
2.2.1. Распределение компонентов.....	39
2.2.2. Распыление топлива.....	41
2.2.3. Горение топлива.....	42
2.2.4. Течение в охлаждающей завесе.....	43
ГЛАВА 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В КС РДМТ.....	46
3.1. Допущения, принятые при разработке модели рабочего процесса в КС РДМТ.....	47
3.2. Требования, предъявляемые к модели рабочего процесса в РДМТ.....	48

3.3. Уравнения, использующиеся для описания рабочего процесса.....	49
3.3.1 Основные уравнения потока и модели турбулентности.....	49
3.3.2. Методы моделирования движения капель жидкой фазы, испарения, дробления, теплообмена.....	52
3.3.3. Моделирование горения.....	55
3.4. Реализация численного исследования в Ansys CFX.....	61
3.4.1. Расчетная область и сетка.....	61
3.4.2. Модели вторичного дробления.....	63
3.4.3. Расчетное исследование оптимального соотношения скоростей между форсунками. Сравнение с термодинамическим расчетом.....	64
3.4.4. Исследование влияния дисперсности распыливания жидкого компонента топлива на полноту сгорания.....	67
3.4.5. Исследование влияния на эффективность параметров подачи топлива в ядро потока.....	75
3.4.6. Исследование влияния на эффективность параметров подачи топлива в ядро потока и на завесное охлаждение.....	79
3.4.7. Выводы по главе.....	84
ГЛАВА 4. ВЕРИФИКАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В КС РДМТ. МЕТОДИКА «СКВОЗНОГО» РАСЧЕТА ПРИ ОЦЕНКЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В РДМТ.....	86
4.1. Верификация разработанной математической модели рабочего процесса.....	86
4.1.1. Допущения и особенности численного эксперимента.....	86
4.1.2. Расчетная область, сетка, граничные и начальные условия.....	88
4.1.3. Результаты моделирования и сравнение.....	91
4.1.4. Выводы и рекомендации.....	96
4.2. Методика «сквозного» расчета при рассмотрении рабочего процесса в РДМТ.....	97
4.2.1. Описание методики.....	97
4.2.2. Однокомпонентные жидкостные центробежные форсунки.....	104
4.2.3. Двухфазные центробежные форсунки.....	106

4.2.4. Описание методики на примере использования.....	108
4.2.5. Вопросы верификации и дальнейшего развития методики.....	114
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	116
СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ.....	118
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ.....	119
ПРИЛОЖЕНИЕ 1.....	135

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования:

Быстрый рост заинтересованности и амбициозность планов лидеров научно-технического прогресса в космической отрасли в векторе совершенствования систем обороны, научных исследований, связи, метеорологии, получения новых знаний о космосе и его объектах, ведут к все большему развитию и все усложняющимся требованиям к космическим средствам, позволяющим осуществлять функционирование таких систем. Эти задачи, стоящие остро сейчас, и, как считается, обретут особенную важность в будущем, требуют наличия управляемости и мобильности этих систем. Функции управления осуществляются исполнительными органами системы управления летательного аппарата. Ориентация аппарата в пространстве, его передвижение, управление траекторией осуществляют составляющие таких исполнительных органов – ракетные двигатели малых тяг (РДМТ). Поэтому исследования в области создания и улучшения показателей таких двигателей являются важнейшим направлением в деятельности предприятия или научно – исследовательской группы космической отрасли.

Разработка высокоэффективных РДМТ, таким образом, стоит в ряду самых важных тенденций развития, ведь увеличение эффективности двигателей малой тяги увеличивает и время пребывания летательного аппарата (ЛА) на орбите. При проектировании разработчик сталкивается с целым рядом сложностей, основанных на процессах, происходящих в горячей части двигателя – камере сгорания (КС). Это и взаимодействие газовой и капельной фаз в случае жидкостных двигателей, и высокие градиенты температур и давлений в области смесительной головки КС, диффузионное и конвективное перемешивание, повышенная турбулентность потока. Чуть дальше от форсунки большое влияние начинают приобретать процессы горения, а значит, и большие значения диффузии компонентов, высокие тепловые потоки, и т.п. Важной задачей также становится поддержание благоприятного теплового состояния стенок конструкции, что во многом определяет работоспособность и эффективность РДМТ [1-4]. Кроме того, в условиях двигателей малой тяги безальтернативным видом защиты стенки от

повышенных тепловых потоков является внутреннее охлаждение. Еще одной важной особенностью рабочего процесса в РДМТ является ограниченность объема рабочего пространства. Это заставляет в малых размерах реализовать энергетический потенциал компонентов и организовать эффективную защиту конструкции от нагрева. Эти задачи осложняются импульсным типом работы РДМТ, при котором нестационарные эффекты прогрева стенки, зажигания, колебания параметров подачи топлива становятся определяющими.

Принимая во внимание описанные трудности, можно видеть, насколько важным является для разработчика получение полной информации о рабочем процессе в горячей части РДМТ за относительно малое количество времени и при наименьших материальных затратах. Частично решить эту задачу позволяют получившие распространение к настоящему моменту численные методы разработки и проектирования. Они обладают преимуществами перед экспериментальными исследованиями двигателей и процессов в них, а также по сравнению с аналитическими зависимостями, разработанными с помощью экспериментальной верификации, и имеющими не всегда широкую область применения [4]. Однако, моделирование с помощью численных подходов требует разработки модели применительно к рабочему процессу и последующей ее экспериментальной верификации.

Степень разработанности темы определяется тем, что проведено уже достаточно большое количество частных работ, посвященных рабочему процессу в КС РДМТ [4, 5-15], однако небольшое количество из них посвящено построению методики моделирования процессов в РДМТ, где один из компонентов подается в КС в жидком состоянии, а другой – в газообразном (в особенности, при учете центробежного способа подачи и завесного охлаждения жидким компонентом). Примерами таких работ на отечественном научном поле являются работы по численному моделированию, проведенные на базе ЮУрГУ [10 – 13], ГНЦ ФГУП им. Келдыша [4], а также некоторые работы МАИ [16-18]. Исследователи, помимо прочего, сходятся в использовании приближения дискретных частиц (подхода Лагранж - Эйлера) для моделирования распыливания жидкостей. У ведущих

предприятий аэрокосмического комплекса имеется и опыт разработки РДМТ с Г-Г и Ж-Г компонентами - проектирование РДМТ-200К (17Д16, созданный в НИИМаш) [12,19,20], некоторые разработки ОАО "ТМКБ "Союз", КБ химического машиностроения им. А.М. Исаева [21 – 24].

Актуальность, как бы то ни было, приобретает задача создания и развития полноценной инженерной методики, которая учитывала бы влияние параметров подачи топлива, внутреннее завесное охлаждение, а также все наиболее важные физические процессы, происходящие в РДМТ, и эта методика должна быть реализована с помощью численных методов моделирования. Подобная методика может послужить существенным шагом к более точному, быстрому, полноценному проектированию изделия инженером, а также даст толчок оптимизации рабочего процесса в РДМТ. Такая методика также сможет, базируясь на данных оптимального рабочего процесса (с точки зрения эффективности) предложить технические требования к элементу распыливания топлива (форсунке).

Необходимо отметить, что дальнейшее развитие двигателей малой тяги и вообще РД будет связано с использованием экологически чистых высокоэффективных (удельный импульс около 2900 м/с) пар топлива, таких как кислород + водород, керосин + кислород, кислород + метан, ВПВ + керосин, спирт + кислород [1]. Довольно существенный по этому направлению опыт сформировался и продолжает накапливаться в российских и иностранных научных и промышленных центрах. Среди отечественных организаций можно выделить ОАО «ТМКБ «Союз», конструкторское бюро химического машиностроения имени А.И. Исаева, ФГУП «Научно-исследовательский институт машиностроения» (ФГУП «НИИМаш»). За рубежом в этой области ведутся работы Boeing, Northrop Grumman Space Technology, Lockheed Martin, EADS, Beijing Aerospace Propulsion Institute наряду с Space Flight Institute of Power Machinery Shanghai из Китая, INPE в Бразилии, активно продвигаются работы по исследованию РДМТ в Южной Корее. Важно упомянуть о сложностях, с которыми приходится сталкиваться при использовании Ж + Г пары топлив - запас газообразного компонента находится в жидком состоянии, поэтому в системе питания двигательной установки ДУ

требуется предусмотреть наличие газификатора. Задача в большей степени касается топливных пар, где используется кислород, и решать ее можно по примеру опыта с ДУ для МТКК "Буран".

Наиболее сложным по влиянию на рабочий процесс является центробежный тип распыливания жидкого компонента (скорость подачи и угол распыливания, сильно влияющие на перемешивание компонентов в небольшом объеме, создание за счет конуса распыливания обратных токов вблизи смесительной головки, мелкость распыливания и т.п.), этот же вид распыливания является самым распространенным в РДМТ (во-первых, за счет создания наиболее однородной смеси в малом объеме КС). Таким образом, глубоко важным может быть исследование зависимости влияния на полноту сгорания параметров подачи топлива именно с помощью центробежных видов форсунок.

Важным является исследование влияния различных параметров подачи компонентов топлива в ядро и на завесу на тепловое состояние стенок конструкции, однако, полноценное исследование этого вопроса связано с анализом частного и взаимного влияния параметров ввода топлива, конфигурации двигателя, свойств топлив и материала конструкции. Это исследование, ввиду масштабности и ограниченности объема диссертационной работы, тяжело произвести в ее рамках тщательным образом. Исходя из этого, в текущей работе изучение рабочего процесса идет относительно энергоэффективности двигателя.

В данной работе представлена попытка создания методики моделирования рабочего процесса в КС с учетом влияния подачи компонентов топлива центробежными форсунками и завесного охлаждения на примере РДМТ, работающего на паре жидкий керосин + газообразный кислород для разработки и создания высокоэффективных РДМТ.

Кроме того, в диссертационном исследовании рассматривается возможность создания «сквозной» методики моделирования рабочего процесса в КС и последующей оптимизации самого рабочего процесса и смесительных элементов.

Объектом исследования является рабочий процесс в КС РДМТ с центробежными форсунками.

Целью работы является построение методики моделирования рабочего процесса в КС РДМТ для разработки эффективных РДМТ.

Основные задачи, решаемые в диссертационной работе:

1. Анализ современного состояния в области разработки расчетных подходов определения качества смесеобразования.
2. Разработка математической модели расчета рабочего процесса в КС с учетом распыливания и завесного охлаждения жидким компонентом топлива.
3. Верификация разработанной модели на основе результатов огневых испытаний РДМТ и анализ применимости выбранных моделей и используемых допущений.
4. Разработка методики «сквозного» расчета рабочего процесса в РДМТ и оптимизации элементов ввода топлива.
5. Определение зависимости интегральных показателей качества рабочего процесса от параметров ввода топлива.

Научная новизна работы состоит в следующем:

1. Проведен анализ влияния основных параметров ввода топлива форсунками (распределение капель по диаметрам, компоненты скорости ввода) на полноту сгорания в КС РДМТ.
2. Предложена методика моделирования завесного жидкостного охлаждения с помощью подхода Лагранжа-Эйлера и проведен анализ влияния основных параметров подачи завесного охлаждения (диаметр капель завесы, скорость подачи) на полноту сгорания в КС РДМТ.
3. Предложены рекомендации по увеличению полноты сгорания путем оптимизации параметров подачи топлива в КС РДМТ.
4. Предложена «сквозная» методика оценки рабочего процесса со смесеобразованием и сгоранием компонентов топлива в КС и последующей оптимизацией системы смесеобразования.

Теоретическая и практическая значимость работы:

Усовершенствованная инженерная методика расчета процессов смесеобразования и сгорания жидкого топлива позволяет уточнить

прогнозирование параметров эффективности двигателя. Корректное численное моделирование с помощью коммерческого комплекса ANSYS CFX сравнимо по точности оценки показателей эффективности в РДМТ с экспериментальными данными, позволяет дополнить и/или заменить экспериментальное исследование, позволяет определять параметры эффективности КС РДМТ с приемлемой для инженерной практики точностью.

Методы исследования:

При решении рассматриваемых задач использовались численные методы моделирования процессов газовой динамики, реализованные в коммерческом пакете ANSYS CFX.

Положения, выносимые на защиту:

1. Результаты численного математического моделирования рабочего процесса КС РДМТ с учетом завесного охлаждения.
2. Результаты оценки влияния параметров подачи компонентов топлива на интегральные показатели качества рабочего процесса в КС РДМТ.
3. Методика «сквозного» расчета со смесеобразованием и сгоранием жидкого и газообразного компонентов топлива и последующей оптимизации элементов ввода компонентов топлива.

Достоверность полученных результатов, выводов и рекомендаций, сформулированных в диссертации, обеспечивается:

- использованием общеизвестных научных положений и методов исследований;
- использованием фундаментальных положений газовой динамики;
- применением сертифицированных программных средств численных расчетов различных приложений механики сплошной среды (Ansys CFX);
- согласованием результатов численного эксперимента с экспериментальными данными.

Основным вкладом диссертанта является:

1. Разработка математической модели рабочего процесса в РДМТ на компонентах керосин - газообразный кислород с учетом распыливания, испарения, горения компонентов топлива.

2. Проведение оценки результатов работы математической модели рабочего процесса и картины течения в КС при сравнении результатов физического и численных экспериментов.

3. Разработка "сквозной" методики расчета рабочего процесса в КС РДМТ и последующей оптимизации смесительных элементов. Критический анализ перспектив, преимуществ и недостатков методики.

4. Проведение численного исследования влияния параметров ввода компонентов топлива (параметры распределения капель, компонент скорости) на полноту сгорания топлива.

5. Рекомендации по дальнейшему повышению качества рабочего процесса в рассматриваемом экспериментальном двигателе и в двигателях подобной размерности, системы смесеобразования и компонентами топлива.

Апробация результатов работы - основные результаты работы обсуждались на:

- 14 международной конференции «Авиация и космонавтика - 2015» (МАИ (НИУ), г. Москва, 2015);

- Международной молодежной научной конференции «Гагаринские чтения - 2016» (МАИ (НИУ), г. Москва, 2016);

- Всероссийской научно-технической конференции молодых ученых и специалистов «Новые решения и технологии в газотурбостроении». (Москва, ЦИАМ, 26-28 мая 2015 г.)

- Международной молодежной научной конференции «Гагаринские чтения - 2017» (МАИ (НИУ), г. Москва, 2017);

Публикации: по теме диссертации опубликовано 8 печатных работ, из них 4 в рецензируемых изданиях, 8 в соавторстве.

Структура и объем диссертации: работа состоит из введения, четырех глав, заключения, списка сокращений, списка использованных источников, приложения, всего 144 страницы, 47 рисунков, 12 таблиц.

Краткое содержание работы:

Во введении обоснована актуальность темы, сформулированы цель и задачи исследования, отражены научная новизна, практическая значимость, приведены научные положения, выносимые на защиту.

В первой главе представлен обзор литературных источников, посвященных исследованиям в области смесеобразования центробежными форсунками и расчета двухфазных задач.

Вторая глава посвящена объекту исследования и оценке допущений, применяемых в текущей работе.

В третьей главе описаны расчетные исследования смесеобразования и влияния различных параметров на эффективность рабочего процесса, а также методы моделирования рабочего процесса, используемые в данной работе.

В четвертой главе производится верификация разработанной модели рабочего процесса посредством сравнения результатов расчета с экспериментальными данными. Приводится описание «сквозной» методики оценки качества рабочего процесса и оптимизации конструкции смесительных элементов и параметров подачи топлива в РДМТ.

Заключение содержит основные результаты и выводы диссертационной работы.

Работа выполнена при поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации в рамках государственного задания 13.7418,2017/БЧ.

ГЛАВА 1. РАСЧЕТНЫЕ МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КАЧЕСТВА СМЕСЕОБРАЗОВАНИЯ (ОБЗОР)

Смесеобразование, вне всяких сомнений, играет основополагающую роль в формировании течения в КС, а значит, напрямую влияет на энергетические показатели двигателя. В то же время, расчетная оценка рабочего процесса непосредственно внутри КС уже давно, если позволяют ресурсы, производится с помощью численного моделирования (у которого есть неоспоримые преимущества при расчете таких задач), то расчет процессов смесеобразования может опираться на некоторые из многочисленных подходов оценки параметров распыливания. Это и эмпирические методики, и различные подходы, используемые в связке с численным моделированием течения в элементах системы смесеобразования. Возникает вопрос выбора метода оценки параметров качества распыливания. В этой связи в данной главе излагается проведенное обзорное исследование ныне существующих подходов.

Параметры качества распыливания, в основном, сводятся к мелкости распыливания, оцениваемой средним диаметром (того или иного вида, в зависимости от рассматриваемой задачи) и распределением капель по размерам. В контексте рабочего процесса в двигателях, а именно, процессов испарения жидкости, горения, смешения и теплообмена, принято наиболее подходящим для оценки мелкости считать средний диаметр Заутера [25-27], а с точки зрения моментов статистической функции распределения - d_{32} .

$$D_{32} = \left[\frac{\int_0^\infty D^3 f_0(D) dD}{\int_0^\infty D^2 f_0(D) dD} \right]^{\frac{1}{3-2}}, \quad (1)$$

где f_0 - количественная функция распределения по диаметрам капель.

Эмпирическое и аналитическое определение распределения капель жидкости по размерам весьма затруднено. Поэтому в инженерных подходах анализа рабочего процесса при учете распределения стараются приблизить его вид одной из известных эмпирических функций, таких как распределения Росина – Раммлера [25, 28], Нукияма-Танасава [29], логнормальное [25] распределение, производные от этих функций и т.п. В научных, более глубоких исследованиях, и работах,

направленных на увеличение точности инженерных методик, изучают возможности определения распределения капель с помощью прогрессивных теоретических подходов (описано ниже, 1.3) и современных стендовых методов.

Таким образом, в данной главе представлен обзор методов определения дисперсности распыливания на основе среднего диаметра, а также анализ подходов определения распределения капель.

1.1. Эмпирические подходы к определению мелкости распыливания

Современные эмпирические зависимости определения мелкости распыливания можно разделить на корреляции для определения среднего диаметра распыливания однокомпонентными (где впрыскивается только жидкость) и двухкомпонентными (где одновременно вводятся жидкий и газообразный компонент, или диспергированная смесь). С учетом того, что в современных ЖРД, и, особенно, РДМТ, наиболее часто применяются центробежные элементы подачи, в данной работе и данной главе решено главным образом сконцентрироваться на обзоре известных методов оценки мелкости капель, создаваемых центробежными системами.

1.1.1. Распыливание центробежными однокомпонентными форсунками

На данный момент существует широкое разнообразие эмпирических подходов к определению, как считается, основного параметра мелкости распыливания – среднего диаметра Заутера. Основной проблемой этих зависимостей является их применимость, остающаяся в рамках исследуемых диапазонов свойств жидкости, конструкции и режима работы.

Например, Lefebvre и Wang [30] получили следующую корреляцию:

$$D_{32} = 4.52 * \left(\frac{\sigma \mu_L^2}{\rho_A P_{in}^2} t \cos \frac{\theta}{2} \right)^{0.25} + 0.39 * \left(\frac{\sigma \rho_L}{\rho_A P_{in}} (t * \cos \frac{\theta}{2})^3 \right)^{0.25}, \quad (2)$$

где θ – угол распыливания, P_{in} – давление впрыска, σ – поверхностное натяжение, ρ_A – плотность среды, ρ_L – плотность жидкости, t – толщина пленки жидкости, μ – динамическая вязкость. Динамическая вязкость варьировалась в пределах от $3 \cdot 10^{-6}$ м/с² до $18 \cdot 10^{-6}$ м/с², поверхностное натяжение от 27 до 73,4 дин/см.

Кеннеди [31] разработал другую зависимость:

$$D_{32} = 10^{-3} * \sigma * (6.11 + 32000 \frac{\dot{m}_L}{\Delta P_L^{0.5}} - 6.973 * 10^{-3} \Delta P_L^{0.5} + 1.89 * 10^{-3} \Delta P_L) \quad (3)$$

где принималось, что число Вебера не должно превышать 10, и, кроме того, формула применима лишь для симплексных конструкций форсунок. ΔP_L – перепад давления на форсунке, $\dot{m}_L$ – расход жидкости.

Lefebvre [32] в своих работах пошел дальше и предлагает формулу, аналогичную по границам применимости с предыдущей но расширяющую диапазон применимости по поверхностным натяжениям.

$$D_{32} = 2.25 \sigma^{0.25} \dot{m}_L^{0.25} \mu_L^{0.25} \Delta P_L^{-0.5} \rho_A^{-0.2} \quad (4)$$

Radcliffe [33] предлагает свою формулу, имеющую, однако, недостатком малый диапазон измерений по поверхностным натяжениям и работающую только для симплексных форсунок.

$$D_{32} = 7.3 \sigma^{0.6} \nu_L^{0.2} \dot{m}_L^{0.25} \Delta P_L^{-0.4} \quad (5)$$

где ν_L - кинематическая вязкость.

Подход Jasuja [34] похож на предыдущую корреляцию, как по виду зависимости, так и применимости

$$D_{32} = 4.4 \sigma^{0.6} \dot{m}_L^{0.22} \nu_L^{0.16} \Delta P_L^{-0.43} \quad (6)$$

Babu [35] исследовал распыливание на примере керосина, а формула основана на линейных регрессионных зависимостях, построенных по вторичным экспериментальным данным. $\Delta P_L < 2.8$ МПа.

$$D_{32} = 133 \frac{\dot{m}_L^{0.64291}}{\Delta P_L^{0.547105} \rho_L^{0.642955}} \quad (7)$$

В той же работе автор предложил другую формулу для диапазона $\Delta P_L > 2.8$ МПа.

$$D_{32} = 602 \frac{\dot{m}_L^{0.75344}}{\Delta P_L^{0.57608} \rho_L^{0.75342}} \quad (8)$$

Orzechowski [36] продолжает применение формы зависимостей, предложенных предыдущими авторами, и не учитывает геометрии форсунки.

$$D_{32} = 52 * \nu_L^{0.204} \dot{m}_L \Delta P_L^{-0.397} \quad (9)$$

Хавкин [37] ставит диаметр в зависимость от толщины пленки, и применяет форму корреляции для всех типов центробежных форсунок, как симплексных, так и дуплексных .

$$D_{32} = at \left(\frac{\sqrt{2P_{in}\rho_L t}}{\mu_L} \right)^{-m} \left(\frac{\mu_A}{\mu_L} \right)^n \quad (10)$$

В формуле а, m, n – константы, t- толщина пленки.

Другая формула Хавкина связывает средний диаметр Заутера с диаметром среза сопла.

$$D_{32} = aD_n \left(\frac{\sqrt{2P_{in}\rho_L D_n}}{\mu_L} \right)^{-m} \left(\frac{\mu_A}{\mu_L} \right)^n \quad (11)$$

где D_n – диаметр среза сопла.

Nonnenmacher and Piesche [38] предлагают совершенно другой подход к расчету среднего диаметра Заутера, основанный на волновом числе наиболее возмущающей волны в жидкости.

$$D_{32} = 0.5d_0 \sqrt{[3]} \frac{3\pi d_l^2}{k_{cr}} \quad (12)$$

где d_0 – диаметр среза сопла, d_l - диаметр лигамента, k_{cr} – волновое число основной дестабилизирующей волны.

Эта зависимость применима лишь к симплексным форсункам, и для всех типов форсунок с полым конусом распыливания.

Некоторые авторы предпочитают работать с другой характеристикой мелкости - медианными средними диаметрами капель. Так, например, в книге [39] предлагается оценивать медианный диаметр капель жидкости как

$$\frac{d_m}{\delta} = 269 * P_2^{-0.423} (P_1 * P_3^{-1})^{-0.35} \quad (13)$$

где $P_1 = \frac{u\delta\rho_\Gamma}{\mu_\Gamma}$, $P_2 = \frac{\sigma\delta\rho_\Gamma}{\mu_\Gamma^2}$, $P_3 = \frac{\rho_\Gamma}{\rho_\text{ж}}$, δ - толщина пленки жидкости, $\delta = r_c \cdot$

$\frac{1 - \sqrt{(1 - \mu_\phi \cdot \cos \alpha_c)}}{\cos \alpha_c}$, r_c - радиус сопла форсунки, μ_ϕ – коэффициент расхода форсунки, α_c - угол распыла.

1.1.2. Распыливание двухкомпонентными центробежными форсунками

Добавление в систему смесеобразования газообразного окислительного компонента уже давно активно используется в ракетной и авиационной технике, так как может значительно улучшить показатели распыливания при относительно небольших расходах газообразного компонента за счет различных механизмов воздействия. Применительно к центробежным способам распыливания (что наиболее распространено в современных реализациях систем смесеобразования), это, в первую очередь, механизм образования волн на поверхности пленки распыливаемой жидкости, обусловленный относительной скоростью жидкости и газа и поверхностным натяжением. Изучение подобных систем (причем, при различных конфигурациях – будь то течение газа через центр форсунки, а жидкости по периферии или наоборот (что часто используется в форсунках ВРД), показало возможность оценки мелкости (т.е., в первую очередь, диаметра Заутера) распыливания. Ниже приведены основные зависимости, позволяющие оценивать мелкость для таких устройств.

Lefebvre в работе [40] предлагает зависимость для нахождения диаметра Заутера, пользуясь параметрами температуры, давления ввода воздуха, расхода жидкости, вкуче с этим ввода коэффициент расхода в формулу.

$$D_{32} = \frac{3}{\frac{2}{t} + \frac{C \cdot \rho_{h2o} \cdot U_{gas}^2}{4 \cdot \sigma_{h2o} \cdot \left(1 + \frac{m_{h2o}}{m_{gas}}\right)}} \quad (14)$$

где t - толщина пленки, при расчете для модельных условий полагаемая равной ширине отверстия ввода жидкости – 0,5 мм, U_{gas} – скорость подачи газа, σ_{h2o} – поверхностное натяжение жидкости (воды в данном случае), ρ_{h2o} – плотность жидкости (воды в данном случае), m_{h2o} – расход жидкости (воды в данном случае), m_{gas} – расход газа.

Barreiras и Eduardo в [41] также разработали на основе представленной Lefebvre формулы подход, видоизменив формулу.

$$D_{32} = \frac{3}{\frac{2}{t} + \frac{C \cdot m_{h2o}}{4 \cdot \sigma_{h2o}} \cdot \left((C \cdot \rho_{h2o} \cdot \left(\frac{m_{h2o}}{m_{gas}}\right) \cdot U_{gas}^2) + U_{h2o} \cdot m_{h2o}^2 \right)} \quad (15)$$

Другой аналитический подход, имеющий более развитую полиномиальную структуру, предложили Rizkalla и Lefebvre в [42]:

$$D_{32} = 3.33 * 10^{-3} * \frac{(t * \rho_{h2o} * \sigma_{h2o})^{0.5}}{\rho_{gas} * U_{gas}} * \left(1 + \frac{m_{h2o}}{m_{gas}}\right) + 13 * 10^{-3} * \left(\frac{\mu_{h2o}}{\rho_{h2o} * \sigma_{h2o}}\right)^{0.425} * t^{0.575} * \left(1 + \frac{m_{h2o}}{m_{gas}}\right)^2 \quad (16)$$

Подход El-Shanawani and Lefebvre [43] выглядит самым подходящим при определении размера капель.

$$D_{32} = Dh * \left(1 + \frac{m_{h2o}}{m_{gas}}\right) * \left(0.33 * \frac{\sigma_{h2o}}{t * U_{gas} * \rho_{gas}}\right)^{0.6} * \left(\frac{\rho_{h2o}}{\rho_{gas}}\right)^{0.1} + 0.068 * \left(\frac{\mu_{h2o}^2}{t * \sigma_{h2o} * \rho_{h2o}}\right)^{0.5} \quad (17)$$

где Dh – гидравлический диаметр.

Некоторые другие зависимости для среднего диаметра Заутера при распыливании с образованием пленки можно найти в [25].

Корреляция для нахождения среднего диаметра для двухкомпонентных центробежных форсунок, например, рассматривается в книге Раушенбаха [44] и используется в современных работах [45]. Несмотря на то, что корреляция предлагает значение для медианного диаметра, оказалось [25, 46, 47], между некоторыми показателями (диаметрами) можно выделить связь: например, медианный диаметр капель приблизительно в 1.2 раза превосходит средний диаметр Заутера. Это дает возможность пользоваться гораздо большим кругом обнаруженных зависимостей.

$$d_m = 3,33 * 10^{-3} \left(\frac{\sigma \rho_{ж} D_{\phi}}{\rho_{г} v_{г}^2}\right)^{0,5} \left(1 + \frac{m_{ж}}{m_{г}}\right) + 13 * 10^{-3} \left(\frac{\mu_{ж}^2}{\sigma \rho_{ж}}\right)^{0,425} D_{\phi} \left(1 + \frac{m_{ж}}{m_{г}}\right) \quad (18)$$

Необходимо отметить «классические» в некотором роде [26] формулы для газожидкостных форсунок, которые рассматривают самые разные конфигурации устройств – истечение жидкости по центру, обдув газов по периферии и наоборот, с предварительным перемешиванием, центробежное закручивание газа, и т.п. Такие формулы также учитывают свойства жидкости/газа и относительную скорость подачи компонентов.

1.2. Численные методы моделирования двухфазных течений

Как известно, численное моделирование течения позволяет производить полноценный анализ любой конструкции и режима подачи топлива, что является основным преимуществом этих методов. Наиболее существенными из недостатков можно считать плохую сходимость расчета в некоторых случаях при решении двухфазных задач (преобладающих при расчете течения в авиационных и ракетных двигателях), а также время расчета, которое зависит от выбранного метода, расчетной схемы и других факторов. Нужно отметить, что сейчас существует достаточно большое количество различных численных моделей и подходов к описанию процессов, имеющих место в двигателе. В основном, их можно разделить непосредственно на подходы, позволяющие смоделировать многофазное течение, подходы расчета первичного дробления жидкости, вторичного дробления, и более сложные процессы – испарение, теплообмен, смешение и горение. В данном обзоре основное внимание, конечно, уделено моделям расчета двухфазного течения, а также моделям первичного и вторичного дробления жидкости, их рассмотрению и рекомендациям к применению.

1.2.1. Со свободной поверхностью

Одним из направлений численного моделирования двухфазных течений является широко используемое моделирование течений со свободной поверхностью. Такой подход основан на точном разрешении границы между газовой и жидкостной средой. Это, конечно, имеет преимуществом точность таких методов, и время расчета основным сдерживающим фактором их использования.

1.2.1.1. Сеточные лагранжевы методы

Концепция метода состоит в отслеживании границы раздела с использованием узлов расчетной сетки. Теория и применение этой группы методов ясно описано в [48 – 56]. Являются одними из наиболее точных методов описания границы раздела, однако, и одними из самых ресурсоемких. Недостатком также является ограниченное практическое применение метода, так как расчет сложных течений, например, с разрушением границы, бывает чрезвычайно сложен или невозможен с использованием таких методов.

1.2.1.2. Метод маркеров в ячейках (Marker And Cell)

Для моделирования движения жидкой фазы используются специальные частицы – маркеры, распределенные по объему жидкости и движутся с ней [56]. Эти маркеры не занимают объема и не влияют на течение, представляя из себя некую математическую расчетную точку в домене. В случае, если в ячейке сетки содержится хотя бы один маркер, то считается, что в ней течет жидкость, если в ячейке нет ни одного маркера – ячейка принимается пустой. Это позволяет производить учет сложных эффектов, что довольно сложно при имплементации лагранжевых методов. Недостатком является большая ресурсоемкость таких методов из-за большого количества маркеров – обычно необходимо около 4^n (n – размерность задачи) таких маркеров на каждую ячейку [56].

1.2.1.3. Метод объемной доли жидкости

Наибольшую популярность на сегодняшний день имеют методы, основанные на подходе доли жидкости - Volume of Fluid [57, 58] где вместо отдельных частиц – маркеров используется специальная маркер-функция, что позволяет сокращать затраты на расчет. В таких случаях граница раздела не отслеживается явно, и для ее описания применяются специальные методики. В методе VOF в качестве такой функции маркера используется объемная доля жидкости в ячейке C . При $C = 0$ ячейка пуста, при $C = 1$ ячейка заполнена жидкостью. Границу раздела определяют как поверхность с $C = 0.5$. Для маркер-функции решается отдельное уравнение переноса

$$\frac{dC}{dx} = \frac{\partial C}{\partial x} + U_i \frac{\partial C}{\partial x_i} = 0. \quad (19)$$

Этот метод широко распространен в пакетах вычислительной гидрогазодинамики, как коммерческих – ANSYS CFX, ANSYS Fluent, Star-CD, Flow Vision так и некоммерческих – OpenFOAM и т.д.

1.2.2. Подход Эйлера - Лагранжа

Совершенно другим, если рассматривать физический смысл и математическую запись, является класс моделей на фундаменте Эйлера - Лагранжева метода (т. н. траекторный), основным преимуществом которого является получение полной статистической информации о движении частиц, что

достигается решением уравнений движения и теплообмена дисперсной фазы (например, капли) в известном поле осредненных параметров несущей фазы. Траекторное описание движения и теплообмена дисперсной фазы на основе решения уравнений только для осредненных величин (влияние случайных пульсаций давления и температуры не учитывается) будет корректным в случае лишь инерционных частиц [58]. Подобные частицы не участвуют в турбулентном пульсационном движении основной фазы, так как время их релаксации больше масштаба турбулентности. Современные модели, разработанные на основе этого подхода, учитывают также обратное влияние капель (или частиц) на поток за счет дополнительных моделей, вооружены арсеналом подходов моделирования лобового сопротивления, тепломассобмена, испарения, учета взаимовлияния частиц. При использовании таких подходов нужно учитывать ограничение по концентрации частиц – при достижении определенного значения необходимо переходить на использование подходов Эйлер-Эйлерового типа. Более подробную информацию о методе можно получить в [58 – 64].

Что касается прикладных задач расчета течений в горячей части двигателей, метод Эйлера-Лагранжа является предпочтительным благодаря малым требованиям к ресурсам и достаточной для подобных решений точностью. Методы, основанные на разрешении границы раздела, могли бы считаться более предпочтительными в случае наличия ресурсов для использования таких методов при расчете течений с большими градиентами давления, перепадами скоростей потока (сверхзвуковое течение, трансзвуковое), испарения жидкости, столкновения потоков жидкостей. С учетом того, что в современной практике моделирования появились подходы, позволяющие напрямую (без использования моделей турбулентности, осреднения уравнений Навье – Стокса по какому-либо виду) производить моделирование течений, например, DNS, и подходов вихреразрешающего моделирования (LES, DES, DDES), совместное применение этих подходов и методов разрешения границ раздела могло бы позволить добиться максимальной точности результатов. Однако, такое моделирование будет

требовать огромных ресурсов и станет неоправданным для использования в инженерной практике.

1.2.3. Моделирование процессов дробления и смесеобразования в современных пакетах вычислительной гидрогазодинамики

В дальнейшем предлагается рассмотреть подходы к моделированию явлений, происходящих при распыливании, работающих так или иначе в связке с подходом Эйлера-Лагранжа. Эти методы включают в себя как модели первичного распада, так и модели вторичного дробления, модели лобового сопротивления, столкновения капель. Обзор и рассмотрение производится на примере наиболее широко используемых моделей (и реализованных в коммерческом коде Ansys CFX)

1.2.3.1. Модели первичного дробления

Методы моделирования первичного дробления жидкости в центробежной форсунке, распространенные в численных пакетах, ограничиваются несколькими реализациями.

- Модель смесеобразования на основе Эйлер-Лагранжевого преобразования (ELSA)

Например, высокоскоростная модель впрыска жидкости – ELSA (Eulerian - Lagrangian spray atomization) [65,66]. Эта модель использует моделирование по системе «Эйлер-Эйлер» в близости форсунки, и переходит к «Эйлер - Лагранжевому» решению при выполнении условий (например, увеличении расстояния между траекторией капель, что говорит о разреженности струи). Имея преимущества при моделировании устройств с высокой скоростью ввода жидкости, однако, использование ее для низкоскоростных (что применимо для описанных выше типов двигателей) потоков еще не верифицировано.

- Модель неустойчивости жидкой пленки (LISA)

Отдельно нужно отметить модель LISA (Linear instability sheet atomization) - неустойчивости жидкой пленки, которая использует принцип аэродинамической неустойчивости пленки для моделирования дробления жидкости [63, 64]. Эти зависимости основываются на допущении роста небольших возмущений в пленке, что, в конце концов, ведет к дроблению потока. Пленка и сам поток жидкости

имеют крупномасштабные периодические волны в своей структуре. Вообще говоря, в данном случае происходит взаимодействие трех механизмов, результирующее которых дает сложный механизм дробления [25]. Это аэродинамическая неустойчивость, влияние самой раздробленности (внутренняя неустойчивость) пленки и периодические флуктуации воздушного ядра потока. Последнее оказывает влияние на поверхность закрученной жидкости внутри форсунки. Это в итоге выражается в варьировании локальной толщины пленки. [67]

Впервые подход, на котором основана работа модели, был рассмотрен в работе [68] и развит в работах [69, 70]. Несжимаемая вязкая жидкая пленка толщиной $2h$ движется с относительной скоростью U через невязкую газовую несжимаемую среду. Спектр бесконечно малых возмущений накладывается на изначально стационарное движение:

$$\eta = \eta_0 e^{ik_w x + \omega t}. \quad (20)$$

Скорость связывается с перепадом давления выражением

$$U = k_v \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho_l}}, \quad (21)$$

где k_v – коэффициент скорости.

Толщина пленки t неразрывно связана с массовым расходом жидкости $\dot{m}$, диаметром отверстия d_{noz} , плотностью жидкости и осевой скоростью жидкой пленки, $U \cos \theta$:

$$\dot{m} = \pi \rho_l U \cos \theta t (d_{noz} - t). \quad (22)$$

Длина распада жидкой пленки определяется выражением

$$L = \frac{U}{\Omega} \ln\left(\frac{\eta_b}{\eta_0}\right), \quad (23)$$

где $\ln\left(\frac{\eta_b}{\eta_0}\right)$ – постоянная пленки, влияющая на длину распада, и, соответственно, на диаметр получающихся капель.

Определение диаметра лигаментов, на которые дробится пленка, зависит от режима неустойчивости (ее типа) – длинноволновой или коротковолновой [70].

Граница режимов определяется числом Вебера $We = \frac{\rho_g * l * u^2}{\sigma}$, где l – половинная

толщина пленки, ρ_g – плотность среды. При $We < 27/16$ (1,6875) считается, что режим неустойчивости – длинноволновый, при $We > 27/16$ (1,6875) считается, что коротковолновый [70].

При длинноволновой неустойчивости зависимость для определения диаметра лигамента выглядит [68 -70]:

$$d_l = \sqrt{\frac{8 \cdot h}{K_s}}, \quad (24)$$

где h – половинная толщина пленки, $K_s = \frac{\rho \cdot u^2}{2\sigma}$ – число волн на единицу длины пленки.

В оригинальной версии модели [68-70] диаметр лигамента для коротковолнового режима неустойчивости определяется аналогично длинноволновому:

$$d_l = \sqrt{\frac{16 \cdot h}{K_s}}. \quad (25)$$

В более поздней версии, реализованной, например, в Ansys FLUENT, для коротковолновой неустойчивости диаметр лигамента связывается коэффициентом пропорциональности C_L с длиной волны неустойчивости $\frac{2\pi}{K_s}$. Этот коэффициент пропорциональности назван постоянной лигамента [63]. Изменение подхода к моделированию связано с тем фактом, что при коротковолновой форме неустойчивости пленки срыв лигаментов и капель происходит с гребешков, образующихся на волнах, идущих по пленке.

Таким образом, для коротковолновой неустойчивости диаметр лигамента можно определить с помощью следующей формулы [63, 64]:

$$d_l = \frac{2\pi C_L}{K_s}, \quad (26)$$

где C_L – постоянная лигамента - исследуемый параметр модели.

Для определения диаметра результирующих капель используется зависимость

$$d_0 = 1.88 d_l (1 + 3Oh)^{1/6}, \quad (27)$$

где Oh - число Онезорге.

Диаметр результирующих капель затем используется как характерный линейный размер в распределении Росина - Раммлера, с помощью которого определяется диаметр капель на выходе:

$$f(d) = \frac{q \cdot d^{q-1}}{D^q} * \exp\left(-\frac{d^q}{D^q}\right), \quad (28)$$

где $D^q = \frac{d_0^2}{\ln(2)}$, а q – параметр распределения, равный 3.8 по умолчанию [64].

Таким образом, для получения распределения капель по диаметру и скорости с помощью используемой модели первичного распада необходимо задать следующие входные параметры: физические свойства жидкой и газообразной фазы, угол распыливания и скорость жидкой пленки на выходе из сопла форсунки. Угол распыливания и скорость пленки могут быть получены из гидравлических проливов форсунки или путем численного моделирования течения жидкости в форсунке. В некоторых случаях возможно использование эмпирико - аналитических корреляций для определения угла и скорости распыливания. Кроме того, в случае центробежных гидравлических форсунок можно пользоваться корреляциями теории центробежной форсунки.

Можно отметить и некоторые другие работы по оценке феномена неустойчивости жидкой пелены, описывающие это явление как базу оценки мелкости распыливания [71 -80].

Подходы к нахождению толщины пленки отличаются у различных авторов, более глубоко изучить эти корреляции можно по отдельным работам [81-85].

- Модель «больших капель» (Blob method)

Модель является одной из самых простых и популярных при задании начальных условий входа капель в домен. Предполагается, что детальное описание распыливания и дробления необязательно [63, 64, 86]. Сферические капли одинакового размера (равного диаметру среза сопла форсунки) впрыскиваются в расчетную область и уже там становятся подверженными вторичному дроблению.

- Улучшенная модель «больших капель» (Enhanced blob)

В отличие от метода Blob, в данном методе [63, 64, 86, 87] происходит расчет эффективного размера капель и скорости исходя из уменьшения поперечного

сечения среза сопла форсунки из-за кавитации. Модель определяет, является ли поток внутри форсунки кавитирующим на основе значения статического давления в канале форсунки.

- «Внутренне - турбулентное» распыливание

Модель основана на улучшениях модели Nuh, разработанных Chryssakis [88, 89]. Предполагается, что турбулентные флуктуации внутри распыливаемой жидкости заставляют колебаться поверхность раздела фаз, и эти неустойчивости растут экспоненциально под действием аэродинамических возмущений и в итоге формируют новую каплю.

1.2.3.2. Модели вторичного дробления

Модели вторичного дробления, реализованные в программах численного моделирования, начинают воздействовать на каплю непосредственно с момента ее образования и могут в значительной степени повлиять как на мелкость, так и на распределение капель по размерам. Рассматриваются подходящие для использования при расчетах процессов в ракетных и авиационных двигателях и наиболее популярные по реализации в пакетах вычислительной гидрогазодинамики модели на примере имплементированных в код Ansys CFX подходов. Необходимо отметить, что используемые в других пакетах методы в большинстве своем аналогичны или эквивалентны обсуждаемым.

- Метод аналогии Тейлора (Taylor analogy breakup)

Это классический подход для решения задач распыливания, который применим для большого количества вариантов распыления топлива. Метод работает таким образом, что отклонение капли от своей формы описывается как одномерное вынужденное гармоническое затухающее колебание наподобие существующему в пружинно-массовой системе. Деформация капли y выражается через безразмерную деформацию $y = 2 * (x/r)$, где x – отклонение экватора капли от своего первоначального состояния. Полагая, что вязкость жидкости выступает в роли демпфирующей силы, а поверхностное натяжение в роли восстанавливающей силы, получают уравнение деформационного движения:

$$\ddot{y} = -\frac{5\mu_p}{\rho_p r^2} \dot{y} - \frac{8}{\rho_p r^3} + \frac{2^* \rho_g V_{slip}^2}{3^* \rho_g r^2}, \quad (29)$$

а после интегрирования уравнение выглядит как

$$y(t) = We_c + e^{\frac{-t}{t_D}} ((y_0 - We_c) \cos \omega t + \left(\frac{y_0}{\omega} + \frac{y_0 - We_c}{\omega t_D} \right) \sin \omega t), \quad (30)$$

где $t_D = \frac{2\rho_p r^2}{C_D \mu_p}$, $\omega^2 = \frac{C_k \sigma}{\rho_p r^3} - \frac{1}{t_d^2}$, $We_c = We \frac{C_f}{C_k C_b}$, $C_k = 8$, $C_f = 1/3$, $C_b = 0.5$, $C_d = 5$, $C_v = 1$. $K = 10/3$.

В выражении y_0 , $\dot{y}_0$ —начальные значения деформации и ее скорости, соответственно. Для модели ТАВ данные переменные обычно принимаются равными 0.

Средний радиус Заутера капль после дробления подсчитывается через $\frac{r_{p,parent}}{r_{p,child}} = [1 + 0.4K + \frac{\rho_P r_{p,parent}^3}{\sigma} \dot{y}_0^2 (\frac{6K-5}{120})]$, где $K = 10/3$.

Угол распыливания можно определить как $\tan(\frac{\theta}{2}) = \frac{V_N}{V_{slip}}$, где $V_N = C_v C_b r y$.

Подробнее об этом методе и его реализации можно узнать в руководстве пользователя Ansys [63, 64, 86, 90].

- Улучшенный метод аналогии Тейлора (ЕТАВ)

Усовершенствованная модель метода ТАВ использует тот же механизм деформации, что и ТАВ, но отличается в описании процесса дробления капль. [91] Основным недостатком классической ТАВ является то, что эта модель предлагает слишком низкие времена распада, т.е. капли в допущении модели распадаются чересчур быстро. Это во многом является следствием допущения о равенстве 0 начальной деформации и ее скорости. Поэтому в работе [92] было предложено определять начальную деформацию как

$$y(0) = (1 - We_c(1 - \cos \omega t_{bu})) \frac{\omega}{\sin \omega t_{bu}}, \quad (31)$$

В то время как начальная деформация = 0, время распада t_{bu} находится с помощью

$$t_{bu} = C \sqrt{\frac{\rho_P}{\rho_F} \frac{d_{p,0}}{V_{p,0}}}, \quad (32)$$

где $C = 5.5$.

Кроме того, важной частью модели является допущение о пропорциональности скорости образования «дочерних» капель количеству этих капель: $\frac{d}{dt}n(t) = 3K_{br}n(t)$, где $K_{br} = k_1\omega$ при $We \leq We_t$ или $K_{br} = k_2\omega\sqrt{We}$ при $We > We_t$, где We_t - число Вебера перехода «сумочного» (bag) дробления к «растяжению» (stripping), k_1 и k_2 равны 2/9 и 2/9 соответственно.

Коэффициент пропорциональности затем используется в уравнении определения радиуса появившейся капли

$$\frac{r_{p,parent}}{r_{p,child}} = e^{-K_{br}*t}, \quad (33)$$

Более современная доработка модели дробления по аналогии Тейлора показана ниже.

- Метод каскадного дробления струи жидкости (САВ)

Следующее улучшение модели на основе ТАВ, главным отличием этой модели является подход по определению коэффициента пропорциональности K_{br} : $K_{br} = k_1\omega$ при $5 < We < 80$, $K_{br} = k_2\omega\sqrt{We}$ при $80 < We < 350$ или $K_{br} = k_3\omega We^{3/4}$

при $We > 350$, где $k_2 = k_1 * \frac{\sqrt{1 - \frac{1}{2} * (\frac{C_k C_b}{C_f We_t})}}{\arccos(1 - \frac{C_k C_b}{C_f We_t})}$ и $k_3 = \frac{k_2}{We_{t2}^{1/4}}$, $C_k = 8$, $C_f = 1/3$, $C_b = 0.5$, $We_{t2} = 350$, $We_t = 80$, $k_1 = 0.05$. [63, 93]

- Подход Reitz и Diwakar

Модель, предложенная Reitz и Diwakar, работает с двумя режимами дробления капель: «сумочное» (bag breakup) и «срывное» или «растяжное» (stripping break up). Независимо от режима, допускается, что изменение диаметра капель описывается следующим выражением:

$$\frac{dr_p}{dt} = \frac{-(r_p - r_{stable})}{t_{br}}, \quad (34)$$

где r_p - радиус капли до дробления, r_{stable} - радиус новой устойчивой капли, t_{br} - время дробления.

Более подробно описание модели предложено в [94]

- Подход Schmehl

Идея метода, предложенного Schmehl, в том, что независимо от режима дробления, время, необходимое для превращения капли из сферы в диск будет примерно одинаковым, и будет определяться

$$t_i = 1.6 * t^*, \quad (35)$$

где характерное время дано $t^* = \frac{d_p}{V_{slip}} \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_F}}$. Наиболее глубоко описание модели представлено в [95].

Нужно отметить некоторые модели высокоскоростного впрыска жидкости, используемые в других пакетах, например, Ansys FLUENT и STAR-CCM+. Это модель WAVE, и KHRT, модель волн Рэлея-Тейлора и Кельвина-Гельмгольца. Модель WAVE подразумевает, что дробление происходит по механизму образования волн высокой частоты на поверхности, и ее главная функция-использование для моделирования распыливания с высокими скоростями, при выделяющейся является неустойчивость Кельвина-Гельмгольца ($We > 100$). Модель KHRT (Kelvin-Helmholtz Rayleigh-Taylor) исходит из идеи, что вторичное дробление жидкости происходит из-за комбинированного механизма влияния двух видов неустойчивости – Кельвина-Гельмгольца и Рэлея-Тейлора. Она также подходит для расчета только высокоскоростных вариантов впрыска [96-100].

1.2.3.3. Моделирование столкновения и слияния капель

Моделирование столкновений капель может производиться на основе стохастического метода Sommerfeld [63, 64, 101-102]. Как только определено, что две капли сталкиваются, производится расчет результата их столкновения. Критические случаи – это слияние, как правило, если капли сталкиваются фронтально, и отскок, если сталкиваются под углом. В системе, используемой Ansys Fluent [64], вероятность слияния связана со смещением центра «собирающей» капли и траекторией меньшей капли. В свою очередь, смещение является функцией числа Вебера столкновения и относительных радиусов большей и меньшей капель. Более подробно о методе и его реализации можно узнать в руководстве пользователя [63,64].

1.2.3.4. Моделирование движения жидкой фазы

Капли компонента топлива (дисперсная фаза) моделируются с помощью подхода Лагранжа (газ + дискретные частицы). Модель подразумевает учет двухстороннего взаимодействия так, что и параметры газовой среды влияют на параметры частицы, и сама дискретная частица, перемещаясь, оказывает воздействие на основной поток – происходит перенос импульса. Баланс сил выглядит тогда следующим образом:

$$\frac{du_p}{dt} = F_d(u_g - u_p) + \frac{\vec{g}(\rho_p - \rho_g)}{\rho_p}, \quad (36)$$

где F_d - лобовое сопротивление, определяемое

$$F_d = \frac{1}{2} C_d \rho_F A_F |U_s| U_s, \quad (37)$$

где ρ_F - плотность жидкости, C_d - коэффициент лобового сопротивления, A_F - площадь поперечного сечения, U_s - относительная скорость движения капли (по сравнению со скоростью среды).

1.2.3.5. Модели лобового сопротивления

- Модель постоянной сферической формы капель

Коэффициент лобового сопротивления может определяться различными способами - из приближения постоянной сферической формы капель, несферический алгебраический подход, зависимость Стокса-Каннингема, специально разработанный для моделирования высокоскоростных потоков, подход с учетом течения с высокими значениями числа Маха, дифференциальная модель динамического изменения коэффициента сопротивления и т.п. [63, 64]. В данной работе исследуется влияние метода, основанного на постоянной сферической форме капель и подхода, учитывающего изменение коэффициента сопротивления вследствие изменения формы капли.

Первый метод является наиболее простым, так как используется гипотеза о постоянстве сферической формы капли. Для определения коэффициента сопротивления в Ansys CFX также могут быть использованы различные подходы (Schiller - Naumann, Grace, Ishii - Zaubер, явное задание коэффициента и т.п.) [104 – 105, 63]. Одной из самых распространенных является модель Schiller - Naumann:

$$C_D = \max\left(\frac{24}{Re}(1 + 0.15Re^{0.687}), 0.44\right), \quad (38)$$

Теория модели более подробно описана в работе [103].

- Модели динамического изменения формы Liu

Вследствие движения капли в потоке газа форма капли может значительно меняться, от формы сферы до диска, что влечет за собой и изменение лобового сопротивления. Предлагается следующая зависимость для коэффициента лобового сопротивления:

$$C_D = C_{D\text{ сф}} * (1 + 2.632 * y), \quad (39)$$

где $C_{D\text{ сф}}$ равна 0,424, если $Re > 1000$ и $\frac{24}{Re}\left(1 + \frac{1}{6} * Re^{\frac{2}{3}}\right)$ при $Re \leq 1000$. В свою очередь, отклонение формы капли от сферической y определяется решением [106]:

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{C_F}{C_b} \frac{\rho_g}{\rho_l} \frac{u^2}{r^2} - \frac{C_k \sigma}{\rho_l r^3} y - \frac{C_D \mu_l}{\rho_l r^2} \frac{dy}{dt}. \quad (40)$$

- Модель динамического изменения формы Schmehl

Основываясь на тех же ограничениях формы капли – сфера и диск, модель [107], развитая Schmehl, предлагает находить коэффициент сопротивления по общей формуле

$$C_{d,droplet} = f * C_{d,disc} + (1 - f) * C_{d,sphere}, \quad (41)$$

где $C_{d,sphere} = 0,36 + 5.48 * Re^{-0.573} + \frac{24}{Re}$, $C_{d,disc} = 1.1 + \frac{64}{\pi Re}$, а $f = 1 - E^2$, кроме того, отклонение формы капли y и E связаны следующей зависимостью $E = 1/y^3$.

Некоторые модели дробления капель потоком воздуха были рассмотрены в книге [72], как с точки зрения диаметров получающихся капель, так и их вида, также влияющего на диаметр.

Подробнее о методах учета изменения формы капель при расчете лобового сопротивления можно узнать в [63, 64].

1.3. Описание распределения капель по диаметру

Важной деталью понимания процессов распыливания является получение информации о распределении капель. Это тем важно, что распределение само по себе едва ли может считаться как минимум менее важным показателем качества

распыла [25]. В настоящее время существует несколько видов подходов по определению вида распределения капель [25]:

- эмпирические подходы
- метод максимальной энтропии (maximum entropy formalism)
- подход дискретных функций вероятности (DPF)
- подход стохастических моделей дробления (SSD)

1.3.1. Эмпирические методы

Эмпирические методы в настоящее время широко используются в прикладных задачах самых разных областей производства и исследований. Сюда относятся распределение Росина-Раммлера, Нукияма-Танасава, логнормальное распределение и т.п. Такие подходы получили распространение за счет своей простоты использования, а также благодаря возможности с достаточной в большом числе случаев точностью совпадать с экспериментальными данными. Обычно использование этих методов связано с подбором т.н. параметров распределений (например, для распределения Росина-Раммлера и логнормального их 2, для распределения Нукияма-Танасава их 4 и т.п.) по конкретному классу задач и дальнейшим использованием выбранного распределения для круга таких задач. Недостатками таких подходов являются, во-первых, слабая универсальность, а во-вторых, невозможность экстраполяции функции за пределы ограничений применимости эксперимента.

1.3.2. Метод максимальной энтропии

В основе метода максимальной энтропии (maximum entropy formalism) лежит рассмотрение процесса распыливания как неизвестного — массив жидкости переходит непосредственно к некому размеру капель, вне зависимости от механизма распыла. Процесс превращения, в свою очередь, рассматривается в области ограничений, обусловленных физическим смыслом — законы сохранения энергии, импульса, массы и т.д. Предполагается, что распределение капель максимизирует энтропию струи жидкости с учетом ограничений. В настоящее время уже заметное число ученых [108-113] используют этот метод для получения

информации о распределении капель в своих задачах. Преимуществами и недостатками этого подхода являются:

- Для точной картины ограничения должны быть сформулированы с точки зрения характеристических диаметров.
- Необходимо как минимум два ограничения
- Эти характеристические диаметры должны быть параметрами распределения (например, средний диаметр, дисперсия, медианный или средний объемный)

1.3.3. Подход дискретной функции плотности вероятности

Этот подход описывает образование струи постадийно, начиная с дробления потока, который затем дробится на лигаменты. Лигаменты затем дробятся на фрагменты, которые образуют капли. Обычно для описания процесса формирования лигаментов используют геометрические подходы, а дробление лигаментов описывается с помощью анализа неустойчивости. Модель дробления лигаментов обычно позволяет рассчитать диаметр капель с помощью начальных условий. Распределение размеров капель является результатом пульсаций начальных условий в свете различных причин. Необходимо иметь функции плотности вероятности для каждой из непостоянных величин.

Пульсирующие параметры дискретизируются в набор столбцов, формирующих гистограмму, где каждый столбец характеризуется значением в середине этого столбца и его вероятностью. Эти средние значения столбцов затем используются при подсчете диаметров.

Метод использовался Sovani [114, 115], Babinsky and Sojka [116].

Этот подход имеет следующие ограничения:

- Требуется расчета первичного дробления
- Результаты моделирования с помощью этого подхода не были верифицированы, т.к. не существует функций плотности вероятности для пульсирующих величин
- Для использования подхода нужно иметь модель неустойчивости лигаментов.

- Подход требует функций плотности вероятности для непостоянных величин, которые используются в качестве начальных условий.

1.3.4. Подход стохастических моделей дробления

Разработанный Apte [117], Rimbart и Guillaume [118], Гороховски и Савельевым [119], Vinkovic [120], для вторичного дробления с помощью воздуха (высоких чисел Вебера), он также был сформирован и для первичного дробления [121].

Для постоянной частоты дробления существует одно единственное уравнение кинетического дробления.

После окончания процесса дробления размер отделенной частицы можно найти с помощью функции плотности вероятности, являющейся решением уравнения. Это решение затем используется при составлении численного кода, который отслеживает каплю и моделирует газовую фазу через LES. Подход основан на допущении о непрерывности процессов дробления, так, что вероятность дробления сначала задается для «родительской» капли размера диаметра среза сопла элемента ввода топлива. Как только окончено формирование «дочерних» капель, они становятся «родительскими» и процесс дробления запускается заново. Этот процесс продолжается до момента достижения капель некоторого критического значения. Для получения более полной информации можно использовать труды Nasser A. [25]

Этот подход был успешно использован в некоторых кодах моделирования. С другой стороны, он ограничен использованием лишь для расчетов с высокой скоростью впрыска компонентов, но для этих расчетов они могут считаться достаточно надежными.

1.4. Выводы по главе

Многообразие подходов к оценке мелкости распыливания через средний диаметр Заутера как в отечественной современной, так и зарубежной литературе позволяют считать обширной разработанную к текущему моменту эмпирическую базу исследований мелкости распыливания. С учетом своих преимуществ и

недостатков такие зависимости могут быть использованы при оценке мелкости распыливания в РД, РДМТ, а также других типах двигателей.

Большое количество численных подходов моделирования смесеобразования также говорит о значительной степени готовности теоретического фундамента моделей физических процессов, которые имеют место в двигателях, использующих жидкие компоненты.

Кроме того, за последние 15-25 лет было создано и проработано несколько подходов к расчету спектра капель жидкости по диаметрам. Эти подходы также не являются универсальными и могут быть выбраны исследователем или конструктором в зависимости от необходимой точности и т.п.

Эмпирические методы имеют достаточно высокую точность, однако, их применимость ограничена областью экспериментального исследования, на котором они базируются. Кроме того, наиболее часто они позволяют определять лишь мелкость, выраженную средним диаметром (часто диаметром Заутера). Численные методы позволяют оценивать течение при любых параметрах подачи, любых конструкциях двигателя, а также позволяют определять параметры потока в любой точке расчетной области. Недостатками подхода являются не всегда удовлетворительная скорость и устойчивость сходимости решения, требовательность к ресурсам в некоторых случаях. Для определения спектра распыливания, а, значит, и средних диаметров, подходят способы прямого определения распределения капель по диаметрам, активно разрабатываемые в настоящее время. К сожалению, не все подходы такого рода пока имеют достаточную верификационную базу или имеют существенные ограничения. Наиболее привлекательным выглядит метод максимальной энтропии, развитие которого идет быстрыми темпами (в прикладных задачах в том числе) [111, 122]. Этот метод также имеет достаточно весомую экспериментально - верификационную базу.

Таким образом, к текущему моменту, исходя из теоретической и эмпирической базы, обширного развития методов моделирования как рабочего процесса непосредственно в горячей части, так и процессов распыливания топлива

и смесеобразования, сложилась ситуация, когда можно говорить о возможности разработки методики (алгоритма) «сквозного расчета» рабочего процесса от входа компонента смесительного элемента до истечения продуктов сгорания из сопла. В настоящей работе была поставлена задача на основе имеющихся в распоряжении современного исследователя или инженера моделей, подходов оценки рабочего процесса описать и предложить такую методику моделирования в приложении к РДМТ.

ГЛАВА 2. ОБЪЕКТ ИССЛЕДОВАНИЯ

Объектом исследования в данной работе является рабочий процесс в КС РДМТ. При заданных геометрических и режимных параметрах использование одномерной термодинамической модели позволяет определить удельный импульс, тягу, температуру и удельный состав продуктов сгорания по оси двигателя. Использование современных методов 3D моделирования позволяет получать более подробную информацию о рабочем процессе. В том числе, это способность оценивать неоднородность распределения компонентов по сечению камеры, потери в камере сгорания и сопле из-за рассеяния и химической неравновесности, неоднородность течения и др. Использование численных методов становится необходимостью при принятии требования наиболее полноценной оценки качества рабочего процесса. Общее описание картины рабочего процесса в РД представлено в работах [1, 2, 3, 4, 5, 14, 15, 123, 124]. Здесь приводится краткое описание основных особенностей.

При изучении рабочего процесса был выбран экспериментальный двигатель ДМТ-МАИ-200, работающий на компонентах керосин и кислород (рисунок 1). Экспериментальное исследование двигателя рассмотрено в работе [124]. Изделие имеет номинальную тягу в 200 Н, в работе испытывалось на различных режимах и топливах.

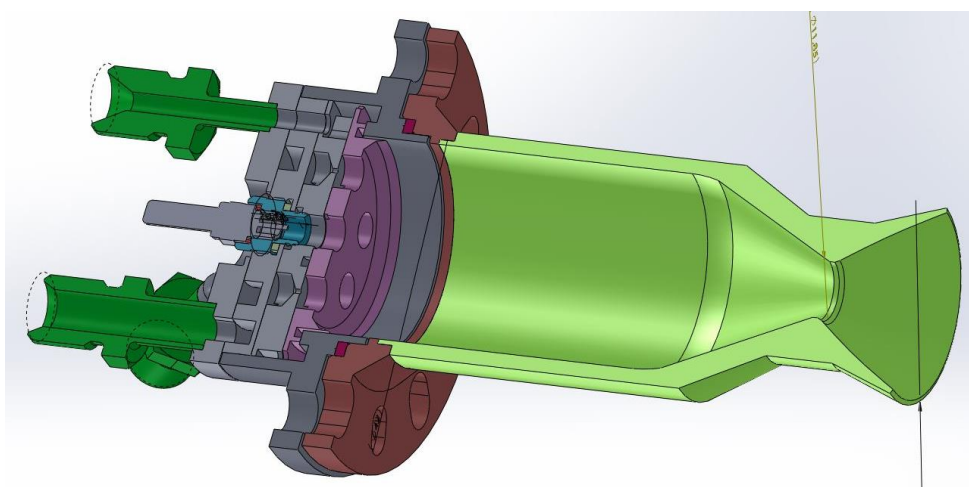


Рисунок 1. Вид модели экспериментального РДМТ [124].

Смесительная головка содержит 1 центральную и 6 периферийных центробежных двухкомпонентных форсунок, в которых последовательно

расположены форсунки горючего и окислителя, таким образом, что горючее (керосин), истекая из форсунки горючего попадает в закрученный поток окислителя (кислород) в форсунке окислителя. Далее эта смесь истекает из форсунки. Форсунка имеет открытый тип. Для того, чтобы избежать прогара на поверхности смесительной головки, используется специально разработанная защитная «юбка». Отдельного внимания требует использование завесного восстановительного охлаждения стенки. Охлаждающий компонент (керосин) подается через щель между смесительной головкой (соответственно, юбкой) и стенкой КС. Предполагалось, что жидкая завеса образует пленку и таким образом удастся избежать перегрева стенок. Изображения смесительной головки представлены на рисунках 2 и 3.

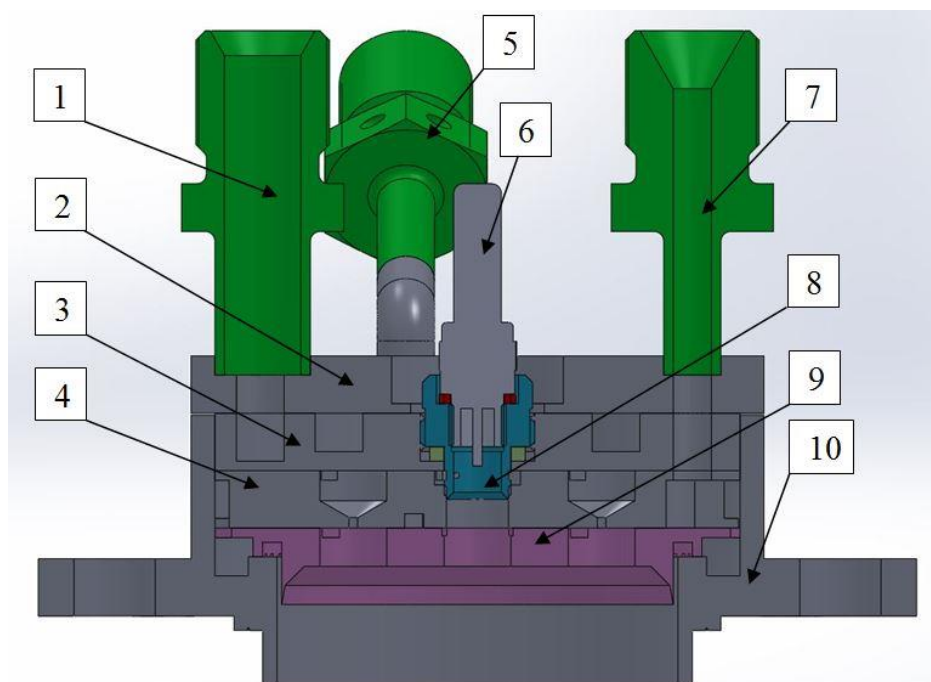


Рисунок 2. Модели смесительной головки. 1 – штуцер подвода окислителя; 2 – крышка головки; 3 – распределительная пластина; 4 – пластина горючего; 5 – штуцер подвода горючего; 6 – свеча зажигания; 7 – штуцер подвода компонента в завесу; 8 – форкамера; 9 – пластина окислителя; 10 – корпус-фланец. [124]



Рисунок 3 - а, б. Внешний вид смесительной головки [124].

Внимания заслуживает факт, что в используемом источнике был проведен анализ распыливания и горения топлив разных свойств, но для данной работы выбран авиационный керосин с указанными параметрами. Такой выбор сделан из соображений простоты сравнения результатов расчета и экспериментов.

2.1. Физическая картина течения в форсунке

Как уже было отмечено, в данном экспериментальном двигателе используется смесеобразование двухкомпонентными центробежными форсунками. Смешение горючего и окислителя происходит «ступенчато» - сначала керосин через два тангенциальных канала шириной в 1 мм вводится в форсунку горючего, приобретает закрутку за счет центробежного ввода, и истекает через коническое сопло из керосиновой форсунки. Закрученный поток горючего затем попадает в камеру смешения окислительной газовой форсунки, куда газообразный кислород подается через тангенциальные каналы шириной 1 мм. Струя керосина дробится закрученным потоком кислорода во внутренней части форсунки и истекает через коническое сопло в КС. Такая картина течения свойственна как для центральной, так и для периферийной форсунок.

2.2. Физическая картина течения в КС

2.2.1. Распределение компонентов

Вообще говоря, картина течения в КС РДМТ качественно выглядит следующим образом. Вводимые с помощью смесительных элементов горючее и окислитель попадают в КС при номинальном соотношении компонентов в ядре, где

происходят реакции с выделением тепловой энергии. В некоторой области ядра при стационарном режиме устанавливается область свежей смеси и прореагировавших продуктов с высокой температурой. Горячая смесь продуктов продвигается к соплу, где в некоторой области происходит смешение с компонентом завесы, которая, набрав температуру от ядра потока в КС, теперь испаряется или размывается основным потоком. Часть завесного компонента (в рассматриваемом случае керосина), будучи испаренной, может реагировать с несгоревшим кислородом и добавлять энергии течению.

Процесс может происходить с некоторыми особенностями:

- неравномерность течения в любом направлении, что приводит к неоднородности протекания взаимодействия компонентов и энергосвободения;
- раннее размытие завесы, которое может происходить по причине сильно турбулентного течения ядра потока в КС и высокой скорости подачи завесного компонента;
- позднее размытие завесы или ее непрогорание, в результате которого жидкость завесы вылетает через сопло и т.д.

Все эти явления могут негативно влиять на рабочий процесс, усложняя теплонагруженное состояние конструкции или уменьшая эффективность процессов в рабочем пространстве. Таким образом, полноценный анализ и оценка протекания рабочего процесса имеет очень важное значение при проектировании и исследовании РДМТ.

Энергия топлива, выделяющаяся при преобразовании из потенциальной химической в тепловую энергию, является главной составляющей эффективности двигателя и его тяговых характеристик. Как известно, реакция происходит в месте и во время контакта компонентов топлива. Выходит, основной задачей при эффективной организации рабочего процесса становится полноценное смешение компонентов.

В конструкциях двигателей равномерность распределения компонентов в объеме в основном зависит от системы смесеобразования, которая включает конфигурацию элементов и режим. С учетом малых размеров РДМТ организация

равномерного распределения компонентов оказывается сложной задачей. Это выражается в наличии источников неравномерностей и неустойчивостей – форсунках, которые расположены обычно недостаточно равномерно для рассматриваемой конструкции КС. Обусловленные режимом и конструкцией параметры ввода топлива вносят неравномерности, которые преодолеваются за счет дополнительных мероприятий – специальная разработка конструкции форсунок, наиболее оптимальное расположение, выбор режима.

2.2.2. Распыление топлива

Сильное, если не подавляющее, влияние на полноту сгорания имеет распыливание жидких компонента топлива. Как качественные параметры – тип распыливания (форсунки), конфигурация устройств, так и количественные – в первую очередь, распределение и мелкость капель, имеют огромное значение. Это тем весомее проявляется в РД малых тяг ввиду их размеров, а значит, сложностей в образовании смеси топлива, а также импульсного режима работы двигателя, что имеет последствие в виде неустойчивости течений в форсунке, колебании перепадов давления на форсунке и неустойчивости режима смешения.

В настоящее время в инженерных кругах главенствует мнение о прямой зависимости между уменьшением среднего диаметра капель и увеличением полноты сгорания, что объясняется быстрым испарением и прогоранием капель. Однако, влияние мелкости может быть неоднозначным. Например, в случае довольно широкого по виду распределения капель по диаметрам относительное высокое значение среднего диаметра Заутера может соответствовать более высокой полноте сгорания, чем при относительно низких значениях среднего диаметра. Это может быть связано с наличием некоторого количества жидких капель «больших» размеров, улучшающих процесс перемешивания вблизи основной области горения (около смесительной головки) за счет увеличения турбулентности потока, а также догорающих уже в сопле и конце КС, когда «мелкие» капли уже прогорели, и тем самым добавляя тепловой энергии и турбулентности (что увеличивает показатели смешения) потоку. Как бы то ни было, требуется направленное изучение этих явлений.

Отдельное влияние на полноту сгорания имеет угол факела распыливания и скорость впрыска топлива. Если для однокомпонентных форсунок скорость будет определяться в основном расходом (перепадом давлений) на форсунке и геометрическими параметрами этой форсунки, то при двухкомпонентном способе распыливания (будь то конфигурация с подачей жидкости по центру или по периферии) скорость жидкости в большинстве случаев будет определяться скоростью подачи газообразного компонента.

В случае, если угол факела будет слишком мал, не произойдет должного смешения горючего и окислителя, а уже прореагировавшая смесь стратифицируется в отдельный поток и не перемешается с холодным потоком – возникнут местные аномалии с высокими или низкими величинами соотношения компонентов, что уменьшит полноту сгорания.

В случае, если факел будет слишком широк, средние и крупные капли ядра потока могут попасть как на смесительную головку, так и на стенку, где при наличии окислителя прореагируют с ним, что приведет к прогару конструкции. Кроме того, такие капли, попадая в область завесы (газовой или жидкой) могут изменить режим ее течения, турбулизуя ее, размывая (изменяя направление), и тем самым изменить течение по всему объему.

Особое влияние может иметь и окружная составляющая скорости, так как она позволяет наилучшим образом перемешать компоненты за счет дополнительной составляющей скорости и увеличении расстояния, которое проходит капля в объеме.

Имеющиеся неопределенности в качественном и количественном влиянии параметров требуют детального изучения рабочего процесса в комплексном виде.

2.2.3. Горение топлива

Ввиду, в основном, диффузионного характера смешения и горения в КС, основной проблемой для создания оптимальных условий сгорания являются неоднородности и неравномерности распределения компонентов. Таким образом, основными задачами при проектировании можно выделить нивелирование этих

недостатков и учет турбулентного типа горения, что означает более сильную зависимость скорости реакции от параметров смешения, чем от кинетики реакций.

2.2.4. Течение в охлаждающей завесе

Единственным широко применяемым типом охлаждения стенок современных РДМТ является завесная организация охлаждения конструкции. Газообразная или жидкостная, восстановительная или окислительная, ее наличие всегда ведет к изменению соотношения компонентов в объеме КС, что снижает полноту сгорания.

Снижение полноты сгорания также связано с теплоотводом в завесу тепловой энергии ядра потока, неоднородностями самого течения.

Кроме того, в области сужающейся части сопла за счет высокой скорости турбулентность основного потока, имевшая место в центральной части КС, может быть подавлена скоростным напором потока. Это также приводит к снижению эффективности смешения и полноты сгорания.

Также за счет неоднородности потока не успевшая прореагировать смесь может попросту проходить через сопло и создавать лишь кинетическую составляющую тяги, не реализуя энергетический запас.

Наличие жидкостной завесы является наиболее сложным случаем для оценки. Во-первых, при небольших скоростях подачи, ламинарная или околосламинарная завеса испытывает на себе действие течения в ядре. Это выражается в образовании волн Кельвина-Гельмгольца на поверхности пленки завесы (в ламинарном случае). В конечном счете рост этих неустойчивостей может приводить к дроблению пленки на капли, увеличивая тем самым теплоотдачу из основного потока в стенку. В таком случае, необходимо не допустить раннего исчезновения пелены. Во-вторых, при более высоких скоростях подачи, в данном случае турбулентная завеса, за счет уже внутренних явлений неустойчивости вкупе с аэродинамическим влиянием основного течения может раздробиться на мелкодисперсные капли быстрее, нежели ламинарная.

Так или иначе, дробление неразрывной струи на капли может повлиять на эффективность рабочего процесса как с лучшей стороны, так и наоборот. Первое

явление может произойти в случае наличия большого количества мелких капель, которые за счет большой суммарной площади испаряются быстро, тем самым забирая тепло основного потока, но реализуя химический потенциал. Если при этом не ухудшается тепловое состояние стенки, такой эффект можно рассматривать как преимущество. Второе явление, т.е. понижение полноты сгорания, может произойти в случае наличия большого количества «большеразмерных» капель, которые, не успевая испаряться, пролетают насквозь через сопло двигателя. Можно предположить, что между этими двумя крайними случаями находится оптимум, позволяющий добиться максимальной полноты при достойном тепловом состоянии конструкции. Вероятно, в случае наличия сравнимого количества и крупных, и мелких капель, дополнительного эффекта можно достичь за счет перемешивания потока каплями больших размеров, а тепловой защиты – за счет теплоотдачи энергии основного потока каплям. Наличие таких неопределенностей ведет к неизменной оптимизации подачи завесы, ее параметров. Существующие ныне методы позволяют более точно оценить влияние различных конфигураций создания завесного потока, что рано или поздно приведет к оптимальной подаче.

Тем не менее, теоретические преимущества рассмотренных выше феноменологических эффектов могут быть сведены к нулю из-за нестационарности течения в РДМТ, вызванной импульсными режимами работы. В этом случае во главу угла встают другие, нестационарные эффекты, которые требуют отдельной оценки и работы.

Данная диссертационная работа описывает попытку оценки степени влияния параметров ввода топлива на эффективность рабочего процесса, выражающуюся в полноте сгорания. Описанные выше явления, связанные с неоднозначностью и взаимовлиянием параметров (возможным усилением влияния одних и ослаблением влияния остальных) составляют основные сложности при определении оптимальных значений варьируемых параметров. Несмотря на это, считается возможным, важным и необходимым производить широкий, направленный параметрический разбор влияния различных параметров распыливания жидких и

ввода газообразных компонентов топлива на эффективность работы двигателя. Предлагаемая в работе методика, а также рекомендации, получаемые на базе моделирования, являются одним из серьезных шагов к уточненному пониманию рабочего процесса и его параметров в изучаемом виде двигателей.

ГЛАВА 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В КС РДМТ

Как уже отмечалось, полноразмерное трехмерное моделирование течений с помощью прикладных пакетов вычислительной гидрогазодинамики позволяет оценивать значения параметров потока или твердого тела в любой точке расчетной модели. Благодаря своему главному преимуществу – универсальности (с точки зрения геометрии модели, режима течения, граничных условий) - этот подход анализа рабочего процесса завоевал популярность в инженерной среде.

Создание математической модели расчета рабочего процесса подразумевает выбор моделей физических процессов, происходящих в данном случае, выбор расчетной сетки, а также верификацию полученной модели.

Важной частью построения математической модели является создание расчетной сетки. От этого зависит напрямую точность полученных в результате моделирования результатов. Для получения подтверждения верности выбора сетки проводится исследование сеточной сходимости, состоящее в решении поставленной задачи на сетках разного размера (количества ячеек), сходимость считается достигнутой при отсутствии изменения результата при увеличении количества ячеек сетки.

Проверка сходимости решения сводится к определению величины «невязок» - средних погрешностей параметров, входящих в уравнения сохранения – импульса, энергии, уравнение неразрывности, массовых долей и т.д. Удовлетворяющие сходимости значения невязок принимаются равными 0.0001. Кроме того, для контроля используются интегральные параметры течения – давление в КС, удельный импульс, расходный комплекс. В случае отсутствия изменений значений таких параметров во время расчета, считается, что решение должно быть завершено.

Для решения поставленных в работе задач с помощью численного моделирования рабочего процесса были проведены следующие расчетные исследования:

- расчеты массовых долей компонентов в КС, давления, продуктов сгорания, скоростей, температуры в КС и сопле;
- вычисление интегральных характеристик двигателя – давления в КС и расходного комплекса;
- исследование влияния параметров ввода топлива на эффективность рабочего процесса;
- моделирование завесного охлаждения с использованием жидкого компонента.

3.1. Допущения, принятые при разработке модели рабочего процесса в КС РДМТ

При разработке модели были приняты следующие допущения:

- Продукты сгорания и компоненты топлива являются идеальными газами. Обладают постоянной вязкостью и теплоемкостью, которая зависит от температуры.
- Химические реакции происходят с бесконечно большой скоростью. Это допущение приемлемо, так как температура в КС превышает 2000 °С, и давление выше 0.5 МПа, что говорит о том, весь спектр реакций происходит за очень малое время (менее 1 мкс) [125].
- Для расчета завесного жидкостного охлаждения используется метод Эйлера-Лагранжа. Жидкий компонент представляется как множество капель жидкости, истекающей из щели завесы.
- Стационарность расчетов.
- При сравнении с экспериментальными данными учитывается поле силы тяжести.
- Стенки КС, сопла и смесительной головки являются адиабатическими.
- Моделирование турбулентности производится с помощью модели турбулентности на базе гипотезы Буссинеска, которое связывает тензор рейнольдсовых напряжений линейным образом с тензором скоростей деформаций.
- Моделирование ввода жидкого топлива в ядре потока производится с использованием подхода Эйлера-Лагранжа, с заданием начальных параметров

мелкости и распределения распыливаемой жидкости. Данные о начальном распределении и мелкости, как и скорости компонентов, угле распыла берутся из предварительной оценки потока в форсунке.

- Оглядываясь на малую составляющую лучистого теплообмена по сравнению с конвективным (менее 10 %) [2, 3], учет лучистого теплообмена в работе не производится.

3.2. Требования, предъявляемые к модели рабочего процесса в РДМТ

Учитывая, что процессы в КС РДМТ состоят из сложной, комбинированной совокупности процессов гидрогазодинамики, теплообмена, массообмена и т.п., которая имеет множество связей между процессами различного типа, построенная модель должна описывать эти взаимодействия. В настоящее время полное описание всех процессов, взаимодействий, нелинейных связей возможно только с использованием огромных временных и вычислительных ресурсов. Как бы то ни было, при построении модели рабочего процесса необходимо прибегать к введению допущений, которые позволяли бы оценивать наиболее важные с точки зрения проектирования параметры и свойства рабочего процесса. Это становится еще более важным, если говорить об инженерной специфике методики, которая говорит о требовании максимально быстро, просто и с минимальным количеством ресурсов решать задачу с допустимой точностью. Учитывая, что в основе модели лежит подход численного моделирования, при создании модели рабочего процесса нужно ориентироваться на наибольшую погрешность при расчете не более 15% по каждому параметру.

Можно сформулировать основные требования к модели рабочего процесса:

- Модель должна учитывать процессы газодинамики, тепломассообмена, горения. Выбор моделей частных физических процессов должен учитывать величину интегральных параметров работы двигателя – в первую очередь, давления в КС, расходного комплекса.

- Расчетная область должна содержать достаточное число элементов конструкции для точной передачи важнейших особенностей потока в КС РДМТ.

3.3. Уравнения, использующиеся для описания рабочего процесса

3.3.1 Основные уравнения потока и модели турбулентности

При проведении исследования использовался пакет Ansys CFX, который на сегодняшний день позволяет применять большое количество разработанных математических моделей физических процессов и широко используется для оценки рабочего процесса в двигателях и энергоустановках, в том числе и РДМТ. К сожалению, к настоящему моменту не выработано цельной методики использования тех или иных моделей физических процессов при моделировании процессов в РДМТ. Это осложняется наличием жидкостного завесного охлаждения в таких двигателях (что свойственно в первую очередь двигателям малых тяг). Теория численного моделирования, научные и инженерные аспекты его приложения, вопросы моделирования газодинамических и тепловых процессов подробно описаны во многих источниках [126-131].

При исследовании течения в КС двигателя использовалась система уравнений Навье-Стокса, осредненных по Фавру – при моделировании турбулентных течений с флуктуациями плотности (горение), необходимо использовать эту схему осреднения [131]. Осреднение параметра по Фавру производится как описано ниже:

$$\tilde{f} = \frac{\overline{\rho f}}{\bar{\rho}}, \quad (42)$$

где f – рассматриваемый параметр, ρ – плотность.

Для скорости:

$$u = \tilde{u}_i + u_i'' \quad (43)$$

Для скаляра:

$$\phi = \tilde{\phi}_i + \phi_i'' \quad (44)$$

Система уравнений имеет следующий вид:

1) Уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{U}) = S_p + S_0, \quad (45)$$

где ρ – плотность, t – время, $U = (U_x; U_y; U_z)$ – вектор скорости в декартовых координатах, S_p – источниковый член, связанный с массообменом между частицами и непрерывной средой, S_0 – пользовательские источниковые члены,

$$\nabla = \left[\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right]. \quad (46)$$

2) Уравнение сохранения импульса

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{U}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{U} \otimes \tilde{U}) = -\nabla \bar{p} + \nabla \cdot \tau + S_{M\alpha} + S_{pg} \quad (47)$$

$$\tau = \mu(\nabla \tilde{U} + (\nabla \tilde{U})^T - \frac{2}{3} \delta \nabla \cdot \tilde{U}); \quad (48)$$

где τ – тензор напряжений, p – давление, μ – коэффициент динамической вязкости, δ – единичная матрица, $\otimes$ – тензорное умножение, $S_{M\alpha}$ – источники импульса, связанные с внешними силами, S_{pg} – источник импульса, связанный с движением частиц.

3) Уравнение сохранения энергии

$$\frac{\partial (\bar{\rho} \tilde{h}_{tot})}{\partial t} - \frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{U}_i \tilde{h}_{tot}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla \tilde{T}) + \nabla \cdot (\tilde{U} \cdot \tilde{\tau}) + \tilde{U} \cdot S_M + S_E, \quad (49)$$

где $\tilde{h}_{tot} = k + \tilde{h} + \frac{\tilde{U}_j^2}{2}$ – полная энтальпия смеси; k – турбулентная кинетическая энергия, λ – коэффициент теплопроводности; $\tilde{h} = \sum_{\alpha} \tilde{h}_{\alpha} \tilde{Y}_{\alpha}$ – энтальпия смеси; $\frac{\tilde{U}_j^2}{2}$ – кинетическая составляющая; $h_{\alpha} = h_{\alpha}^0 + \int_{T_0}^T c_{pa}(T) dT$, h_{α}^0 и c_{pa} – энтальпия, энтальпия образования и теплоемкость при постоянном давлении компонента α ; $\nabla \cdot (\tilde{U} \cdot \tilde{\tau})$ – функция, учитывающая работу вязкостных сил; $(\tilde{U} \cdot S_M)$ – работа от внешних источников, S_E – источниковый член.

4) Уравнения сохранения компонентов смеси

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_{\alpha}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{U}_j \tilde{Y}_{\alpha}}{\partial x_j} = -\frac{\partial \tilde{J}_{\alpha i}}{\partial x_i} + \bar{\rho} \tilde{w}_{\alpha}, \quad (50)$$

где $\tilde{Y}_{\alpha}$ – массовая доля компонента α ; $\tilde{J}_{\alpha i}$ – диффузионный поток; $\tilde{w}_{\alpha}$ – химический источник. Турбулентное число Шмидта по умолчанию принимается равным 0.9, молекулярное рассчитывается по уравнению закона Фика [63].

Уравнение используется при расчете течений со смешением, теплообменом и химическими реакциями.

Решение этой системы уравнений аналитическими методами невозможно из-за наличия составляющих тензора деформаций, называемых рейнольдсовыми напряжениями. Для получения численного решения необходимо использовать дополнительные модели (уравнения). Буссинеск [131-133] предложил связывать эти напряжения со скоростью средней деформации с помощью турбулентной вязкости

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \left(\mu_t \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} + \rho k \right). \quad (51)$$

Появилась возможность построить такую модель, и начали разрабатываться модели турбулентности, имеющие в своем математическом арсенале возможность нахождения турбулентной вязкости через отдельную систему уравнений (или одно уравнение для моделей с одним уравнением, например, Spalart-Allmaras). Метод широко распространился в инженерной среде, и теперь имеет свою имплементацию в любых приложениях вычислительной газодинамики.

Благодаря огромному количеству существующих моделей турбулентности на основе этого подхода, у современного инженера-исследователя или инженера-конструктора есть огромный выбор. Однако, возникает проблема выбора модели турбулентности при решении конкретной задачи. В данном исследовании было принято использовать k-omega SST (Shear Stress transport) модель ввиду ее преимуществ, а также на основе полученных в некоторых работах [14, 15, 134] рекомендаций. Модель комбинирует плюсы работы k-epsilon и k-omega моделей – в ядре потока работает высокорейнольдсовая k-epsilon модель, а около стенки – низкорейнольдсовая k-omega. Для переключения моделей используется стыковочная функция $1 - F_1$. В области влияния пограничного слоя $F_1 = 1$, а в ядре течения $F_1 = 0$. Основными преимуществами модели являются ее универсальность по расчету течения в ядре потока и пограничного слоя (модель использует различные подходы для расчета пограничного слоя при различном разрешении сетки), а также ее относительно устойчивая сходимость.

Основные уравнения модели [64, 126-128, 132]:

- Коэффициент турбулентной вязкости:

$$\mu_T = \rho \frac{k}{\max(\omega, \frac{SF_2}{\alpha_1})}, \quad (52)$$

где $\alpha_1 = 0.31$.

- Уравнение переноса кинетической энергии, скорости диссипации:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{U}_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_{k1}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta_0^* \rho k \omega, \quad (53)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{U}_j \omega) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_{\omega 1}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \alpha \frac{\omega}{k} P_k - \beta_0 \rho \omega^2, \quad (54)$$

где $\beta_0^* = 0.09$, $\alpha = 5/9$, $\beta_0 = 0.075$, $\sigma_{k1} = 2$, $\sigma_{\omega 1} = 2$.

- Стыковочные функции:

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4), \quad (55)$$

$$\arg_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta_0^* \omega y}, \frac{500 \mu}{y^2 \omega} \right), \frac{4 \rho k}{CD_{k\omega} \sigma_{\omega 2} y^2} \right], \quad (56)$$

$$CD_{k\omega} = \max \left(\frac{2 \rho}{\sigma_{\omega 2} \omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 1 \times 10^{-10} \right), \quad (57)$$

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2), \quad (58)$$

$$\arg_2 = \max \left(\frac{2 \sqrt{k}}{\beta_0^* \omega y}, \frac{500 \mu}{y^2 \omega} \right), \quad (59)$$

где y - расстояние до ближайшей стенки, μ - кинематическая вязкость; $\sigma_{\omega 2} = 0.856$ [15]. Представленный вид уравнений не подразумевает осреднения по Фавру, однако, в расчетах этот метод применялся. В настоящее время существуют методы полноценного (не использующие осреднение) расчета течений с использованием уравнений Навье-Стокса, однако наиболее полный из них, DNS, является и самым ресурсозатратным, и вряд ли может использоваться при решении инженерных задач. Вихреразрешающее моделирование тоже обладает функционалом для более полного (чем осреднение по Рейнольдсу или по Фавру) анализа течений, но требования к наличию определенных временных и материальных ресурсов пока не позволяют всегда применять эти подходы в проектировании.

3.3.2. Методы моделирования движения капель жидкой фазы, испарения, дробления, теплообмена

Как уже отмечалось, в инженерных приложениях удобно использовать наиболее простые модели и методы, обладающие достаточной степенью

достоверности. Подобным является выбранный для моделирования двухфазного течения подход Эйлера-Лагранжа, где капли жидкой фазы представляются математическими точками. В дальнейшем все методы и модели мультифазного взаимодействия, используемые в работе, будут исходить из особенностей выбранного подхода.

Моделирование движения частиц производится с помощью классического подхода, описанного выше (Глава 1, п. 1.2.3.4). Подход к моделированию лобового сопротивления, Schiller - Naumann, выбранный в этой работе, использует метод Liu динамического (Глава 1, [106]) изменения формы, что, как представляется, и на основе предварительного исследования модели на модельных задачах, будет подходящим для рассматриваемых рабочего процесса.

Моделирование теплообмена и испарения является, несомненно, очень важной частью разработки рабочей математической модели. От этих процессов зависит количество выделившегося (испарившегося) горючего (керосина в данном случае) и, следовательно, все состояние течения внутри двигателя.

В роли модели теплообмена выбран один из самых распространенных в современных приложениях такого вида, подход Ранца – Маршалла [135,136].

$$Nu_p = 2 + 0.6 * Re_p^{1/2} Pr^{1/3}, \quad (60)$$

где Nu – число Нуссельта, Pr – число Прандтля, Re - число Рейнольдса.

Перенос массы рассчитывался с помощью модели испарения жидкой фазы (Liquid evaporation model). Модель делит перенос массы на режимы – в зависимости от находимого давления насыщенных паров капли. Точка кипения определяется уравнением Антуана, которое описывает связь между давлением насыщенных паров и температурой чистой жидкой фазы, которое записывается как

$$p_{vap} = p_{scale} * \exp(A - \frac{B}{T_p + C}),$$

где T_p – температура капли; p_{scale} – коэффициент размерности; A , B и C – коэффициенты, задаваемые пользователем.

Для каждого горючего есть эмпирические данные коэффициентов этого уравнения, благодаря чему и производится ручное задание параметров испарения.

Дополнительное изучение чувствительности модели к коэффициентам Антуана в области веществ, близких по структуре, формуле, массе и свойствам к керосинам, не показало существенных различий. В данной работе используются справочные коэффициенты для декана $C_{10}H_{22}$, т.к. в случае керосина типа JET-A, предполагается, что в условиях численного исследования испаряемой фракцией является декан [137].

Если давление паров выше точки кипения, перенос массы определяется как

$$\frac{dm_p}{dt} = -\frac{Q_c}{V}, \quad (61)$$

где V – скрытая теплота парообразования вещества каплей; Q_c -конвективный тепловой поток.

Если давление паров ниже значения точки кипения, массоперенос определяется

$$\frac{dm_p}{dt} = d_p \pi \rho Sh D \frac{W_c}{W_g} \ln\left(\frac{1-X_S^V}{1-X_{vap}^V}\right), \quad (62)$$

где Sh – число Шервуда; ρD – динамическая диффузitivность компонента среды; W_c и W_g – молекулярные массы пара и смеси в среде; X_S^V – мольная доля испаряющегося компонента на поверхности капли; X_{vap}^V – мольная доля испаряющегося компонента в газовой фазе.

Предварительное исследование моделей частных физических процессов, таких как теплообмен между каплями и газом, лобовое сопротивление движению каплей, модель динамического изменения формы капли и т.п. показало, что влияние той или иной модели невелико, а важен непосредственно учет физического эффекта. Кроме того, разрабатываемая модель содержит существенное количество допущений, которые, к сожалению, обусловлены направленностью работы, ограниченностью объема и возможностями расчетного модуля. Эффект выбора той или иной модели частных физических процессов компенсируется и размывается другими допущениями.

3.3.3. Моделирование горения

Горение является сложным химико-физическим процессом превращения реагирующих компонентов в продукты сгорания в ходе экзотермических реакций, что сопровождается большим выделением теплоты.

В то время, как моделирование турбулентности является не до конца решенной задачей (с учетом всех допущений и современного количества ресурсов), расчет процессов горения является еще более сложной задачей [132]. Решение этих проблем в комплексе приходится требует обращения к довольно сложным физико-математическим моделям.

Одним из параметров, описывающим режим турбулентного горения, является число Дамкелера

$$Da = \frac{t_t}{t_c}, \quad (63)$$

где t_c – время реакции, т.е. время, необходимое для превращения компонентов топлива, t_t – масштаб турбулентности по времени, т.е. некоторое время, когда объем жидкости можно найти в выбранной точке пространства. Этот параметр является показателем влияния турбулентности и химических реакций на горение. При $Da \ll 1$ наиболее влияющими являются химические процессы, при $Da \gg 1$ – процессы турбулентного движения и смешения.

Число Льюиса является другим важным параметром:

$$Le_k = \frac{\lambda}{\rho c_p D_k} = \frac{D_{th}}{D_k}, \quad (64)$$

где $D_{th} = \frac{\lambda}{\rho c_p}$ – тепловой коэффициент диффузии. Параметр показывает, насколько скорость распространения тепла больше скорости диффузии компонента k .

Физическая интерпретация процесса турбулентного горения представляет собой сумму сложных взаимодействий основного потока и реакций. Пламя влияет на основной поток за счет изменения плотности и ускорения потока (т.к. при изменении плотности с температурой он разгоняется), а турбулентность увеличивает скорость процессов смешения в области реакции, таким образом, изменяя скорость реакции через флуктуации температуры.

Для описания этих сложных физических процессов используются математические модели численного моделирования [15]. Такие модели можно разделить на два вида:

1. Модели, которые описывают горение заранее перемешанной смеси, когда компоненты смеси горючего и окислителя подаются в область реакции одновременно, до того, как они начали реагировать, и процесс рассматривается как распространение фронта пламени, с одной стороны которого находятся продукты, а другая сторона фронта содержит исходные вещества.

2. Модели, которые описывают процесс диффузионного горения, когда реагирующие вещества подаются в область реакции отдельно. Такой тип горения применяется в большинстве технических решений, например, таких как КС газотурбинных двигателей или РД [131, 138].

В данном исследовании применялись следующие модели горения:

- 1) Модель диссипации вихрей (Eddy dissipation model) [139].
- 2) Модель тонкого фронта пламени (Flamelet model) [140].

Эти модели описывают взаимодействие химических процессов и основного потока в приближении быстрых реакций – больших чисел Дамкелера. Так как в КС рассматриваемого РДМТ давление выше значения в 0,5 Мпа, а температура выше 2000 °С, все химические реакции, свойственные выбранной топливной паре, протекают за малое время – (около 1 мкс) [125]. Скорость образования продуктов сгорания будет определяться временем смешения, а нахождение компонентов топлива в одной точке пространства будет невозможно. Исходя из этих соображений, можно считать, что использование методов, базирующихся на данном утверждении, будет оправданным. Стоит отметить, что некоторые авторы [14, 15] в своих работах показали применимость этих подходов для расчета рабочего процесса в РДМТ.

3.3.3.1. Модель диссипации вихрей

Эта модель была предложена Сполдингом [139], и проработана Магнуссенom и Госманом [140, 141] благодаря чему появился термин «времени жизни вихря»:

$$\tau = \frac{k}{\varepsilon} \quad (65)$$

где k - кинетическая энергия турбулентности, $\text{м}^2/\text{с}^2$; ε - скорость турбулентной диссипации, $\text{м}^2/\text{с}^3$.

Метод базируется на приближении того, что для очень быстрых реакций скорость образования продуктов определяется временем смешения (скоростью). Химические процессы описываются глобальным механизмом реакции. Соответственно, скорость образования компонента i реакции r можно получить как минимум скорости из двух процессов: образования продуктов реакции и расходования компонентов топлива.

$$R_{i_r(prod)} = v_{i_r} M_{w_i} A B \rho \frac{\varepsilon}{k} \left(\frac{\sum_p (Y_p)}{\sum_j^N v_{j_r} M_{w_j}} \right), \quad (66)$$

$$R_{i_r(react)} = v_{i_r} M_{w_i} A \rho \frac{\varepsilon}{k} \left(\frac{Y_i}{v_{i_r} M_{w_i}} \right), \quad (67)$$

$$R_{i_r} = \min(R_{i_r(react)}, R_{i_r(prod)}), \quad (68)$$

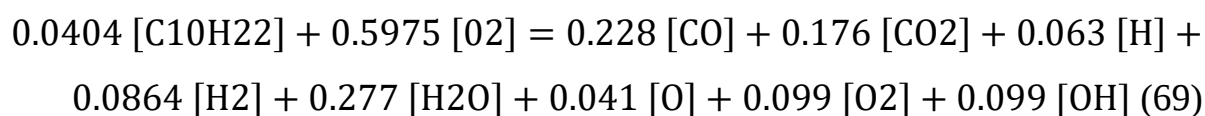
где $R_{i_r(react)}$ - скорость расходования реагентов; $R_{i_r(prod)}$ - скорость образования продуктов реакции; M_{w_i} - молекулярная масса реагента; M_{w_j} - молекулярная масса продукта реакции; Y_i - массовая доля реагента; Y_p - массовая доля продукта реакции; v_{i_r} - стехиометрический коэффициент реагента; v_{j_r} - стехиометрический коэффициент продукта реакции; ρ - плотность; A и B - эмпирические коэффициенты: $A=4$; $B=0,5$.

Видно, что горение полностью определяется скоростью перемешивания, и очень сильно зависит от эмпирических величин – коэффициентов A и B .

В настоящей работе используется методика моделирования процесса горения с помощью одной брутто – реакции, которая записывается по стехиометрическим коэффициентам компонентов топлива, что позволяет избавиться от недостатков модели – учесть образование промежуточных компонентов и свободных радикалов, получить равновесные по давлению, составу и температуре продукты сгорания.

Стоит отметить, что отдельное внимание необходимо уделить течению в пристеночных областях, где температура потока весома ниже, и время реакции должно быть более высоким. Однако, в пограничных слоях интенсивность турбулентности намного ниже, чем в ядре потока, время смешения больше и рассчитываемая по модели EDM скорость реакции будет тоже заметно ниже, чем в ядре потока. Соответственно, будет произведен учет неравновесности продуктов сгорания.

Для рассматриваемого в работе топлива – керосин + кислород реакция запишется как



В данном случае углеводородный компонент $C_{10}H_{22}$ представляет керосин. Эта методика была использована в некоторых работах [14, 143] и показано, что такая методика моделирования процессов горения позволяет с достаточной точностью для инженерных задач находить параметры течения.

3.3.3.2. Модель тонкого фронта пламени

Модель основана на допущении о том, что процесс горения происходит в тонких слоях с внутренней структурой. Само пламя является сложной объединенной структурой одномерных вытянутых ламинарных пламен – флеймлетов. Одним из допущений этой модели является постоянство числа Льюиса. Химические реакции в пределах флеймлета могут быть рассмотрены в виде локальных одномерных явлений, которые зависят от параметра смешения [138, 140]

$$Z = \frac{\dot{m}_f}{\dot{m}_f + \dot{m}_o}, \quad (70)$$

где $Z = 1$ в чистом потоке горючего и $Z = 0$ в чистом потоке окислителя [25, 140, 144].

Таким образом, все уравнения переноса компонентов можно свести к одному уравнению переноса доли (параметр) смешения:

$$\frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{Z})}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho}\tilde{u}_j\tilde{Z})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\bar{\mu} + \frac{\mu_t}{\sigma_z} \right) \frac{\partial \tilde{Z}}{\partial x_j} \right), \quad (71)$$

В этом уравнении особенность состоит в отсутствии источниковых членов, что достигается тем, что переменная смещения не привязана к молекулам (например, H_2O), а, напротив, к атомам (C, O, H). Так как в процессе реакции изменяются не атомы, а компоненты, атомарный состав остается постоянным и Z является сохраняющейся скалярной величиной. Параметр смещения является массовой долей не компонентов, а атомов горючего и окислителя. Долю смещения конкретного компонента j можно представить

$$Z_j = \sum_{i=1}^n \frac{a_{ij} M_j}{M_i} Y_i, \quad (71)$$

где M – молекулярная масса, a_{ij} – число элементов j в молекуле i , Y_i – массовая доля компонента i .

Для получения информации о вероятностных характеристиках доли смещения используется уравнение переноса дисперсии Z :

$$\frac{\partial(\bar{\rho} \tilde{Z}''^2)}{\partial t} + \frac{\partial(\bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{Z}''^2)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\bar{\mu} + \frac{\mu_t}{\sigma_{Z''^2}} \right) \frac{\partial \tilde{Z}''^2}{\partial x_j} \right) + 2 \frac{\mu_t}{\sigma_z} \left(\frac{\partial \tilde{Z}}{\partial x_j} \right)^2 - \bar{\rho} \tilde{\chi}, \quad (72)$$

где $\sigma_{Z''^2} = 0.9$, $\sigma_z = 0.9$.

Форма уравнения похожа на уравнение транспорта самой доли смещения, но имеет два новых члена в правой части уравнения. Первый источниковый член является генерацией, а второй является диссипацией дисперсии.

Так, χ является скоростью скалярной диссипации и записывается для турбулентного потока с помощью эмпирической зависимости.

$$\tilde{\chi} = C_\chi \frac{\tilde{\epsilon}}{\bar{k}} Z''^2 \quad (73)$$

Уравнение включает в себя эффекты растяжения, как и флуктуации доли смещения. Значение константы модели в обычной записи $C_\chi = 2$.

Эффекты неравновесности – влияние поля течения на внутреннюю область реакции – описываются с помощью скорости скалярной диссипации при стехиометрическом составе смеси

$$\chi_{st} = 2 D_{st} (\nabla Z)_{st}^2 \quad (74)$$

Этот параметр представляет двустороннее время нахождения, которое увеличивается из-за эффектов растяжения поля течения и сокращается из-за диффузии. При критическом значении этого параметра пламя показывает нестабильное поведение и угасает. Растяжение в физическом пространстве приводит к тому, что область реакции утоньшается настолько, что генерация тепла не может нивелировать потери тепла теплопроводностью. Температура падает до значения температуры несгоревшего топлива и реакция прекращается. Прекращение реакции в данном случае означает, что компоненты находятся при таких низких температурах, что реакция намного медленнее, чем временные масштабы несущего потока. Важным преимуществом такого подхода является то, что структуры флеймлета в присутствии быстрой химии могут быть описаны с помощью одномерных моделей пламени.

Усредненный состав жидкости, таким образом, рассчитывается как функция средней доли смешения, дисперсии доли смешения, скорости скалярной диссипации с помощью введения флеймлет-библиотеки

$$\tilde{Y}_i = \tilde{Y}_i(\tilde{Z}, \tilde{Z}''^2, \tilde{\chi}_{st}) = \int_0^1 Y_i(Z, \tilde{\chi}_{st}) * P_{\tilde{Z}, \tilde{Z}''^2}(Z) \delta Z. \quad (75)$$

Интегрирование функции плотности вероятности не производится во время расчёта, а является частью процесса генерации библиотеки. Вообще говоря, может быть применено много типов функции плотности вероятности, но самым подходящим выбором является бета-PDF. Предполагается, что форма бета-PDF будет соответствовать форме бета функции:

$$P_{\tilde{Z}, \tilde{Z}''^2}(Z) = \frac{Z^{a-1}(1-Z)^{b-1}}{\int_0^1 \psi^{a-1}(1-\psi)^{b-1} d\psi}, \quad (76)$$

$$a = \tilde{Z} \left(\frac{Z(1-\tilde{Z})}{\tilde{Z}''^2} - 1 \right), b = (1 - \tilde{Z}) \left(\frac{Z(1-\tilde{Z})}{\tilde{Z}''^2} - 1 \right). \quad (77)$$

Эта запись используется для генерации флеймлет-библиотек в Ansys CFX.

Уравнения переноса всех параметров, соответственно, записываются с использованием параметра доли смешения. Это позволяет значительно упростить процесс решения уравнений. Подробную информацию можно найти в [25, 140, 144].

3.4. Реализация численного исследования в Ansys CFX

Как уже было сказано, на эффективность рабочего процесса могут иметь влияние параметры совершенно разного вида – как режимные параметры, так и параметры ввода компонентов топлива. Поэтому главной целью численного исследования рабочего процесса на базе экспериментального двигателя является определение степени влияния различных параметров на эффективность рабочего процесса, которая определяется в виде давления в КС и расходного комплекса β , которая записывается как

$$\beta = \frac{p_k \cdot F_{кр}}{m_{\Sigma}}, \quad (78)$$

где p_k – давление в КС, $F_{кр}$ – площадь критического сечения [2]. В роли критерия эффективности также выступает полнота сгорания:

$$\varphi = \frac{\beta_{\text{эксп/рас}}}{\beta_{\text{ид}}}, \quad (79)$$

где $\beta_{\text{ид}}$ – расходный комплекс, полученный из равновесного термодинамического расчета, а $\beta_{\text{эксп/рас}}$ – полученный численным или экспериментальным способом.

3.4.1. Расчетная область и сетка

Расчетная область представляет из себя одну из шестых частей внутренней области КС исследуемого двигателя. Такое приближение использовалось с целью экономии вычислительных и временных ресурсов.

Газожидкостные центробежные керосин - кислородные форсунки представлены специальными 2D областями на поверхности огневого днища, так, то эти области совпадают с отверстиями под форсунку в «юбке». Диаметр отверстий – 8 мм. Расчетная область и граничные условия показаны на рисунке 4.

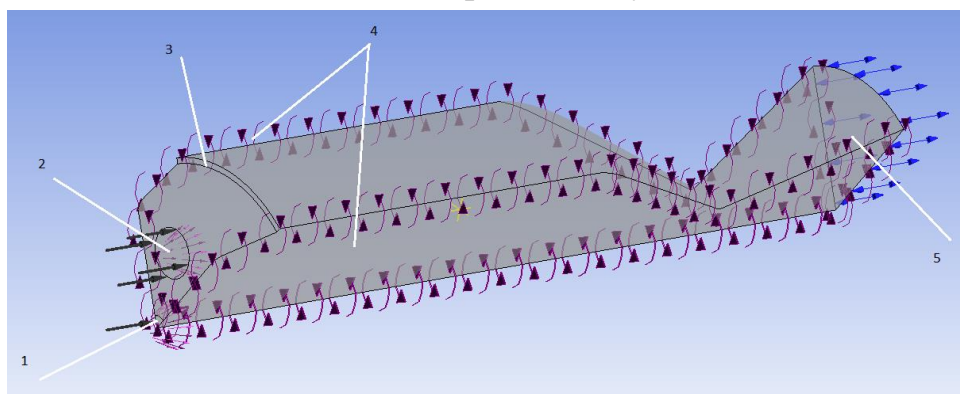


Рисунок 4. Расчетная область с граничными условиями. 1- массовый расход центральной форсунки, 2- массовый расход периферийной форсунки, 3 – массовый расход жидкостного завесного охлаждения, 4 – циклические граничные условия, 5 – граничное условие типа opening с заданием давления окружающей среды.

Свойства компонентов показаны в таблице 1.

Таблица 1. Свойства компонентов

	Керосин (ж)	Керосин (г)	Кислород
Плотность, кг/м ³	727	изменяется	изменяется
Удельная теплоемкость, Дж/кг*К	2192,4	Зависимость из базы NIST [145]	Зависимость из базы NIST [145]
Динамическая вязкость, Па*с	0,00212	5.28767e-06	2.06594e-05
Поверхностное натяжение, Н/м	0,027	-	-
Теплопроводность Вт/м*К	0,1218	0.00907355	0.0254141

В расчетном исследовании газообразные компоненты топлива аппроксимировались идеальными газами.

В качестве модели горения для всех нижеописанных частных исследований процессов в КС использовалась флеймлет - модель горения.

Из предварительного анализа сеточной сходимости на базе значений давления в КС и расходного комплекса выявлено, что сходимость достигается при количестве элементов сетки ок. 300 000. Кроме того, целью данных расчетов не стоит оценка теплового состояния стенок, в расчетах используется только модель турбулентности k-omega SST (объединяющая в себе преимущества относительно точного расчета течений в ядре и на стенке; причем использующая один из трех подходов к расчету пристеночного течения в разных видах сеточного разрешения -

automatic wall heat transfer), а в работе [15] при расчете рабочего процесса в РДМТ на газообразных компонентах было указано на сеточную сходимость при примерном количестве в 100 000 ячеек для 1/6 части КС двигателя. Это подтверждает полученные выводы о необходимом количестве ячеек сетки. Расчетная сетка представлена на рисунке 5.

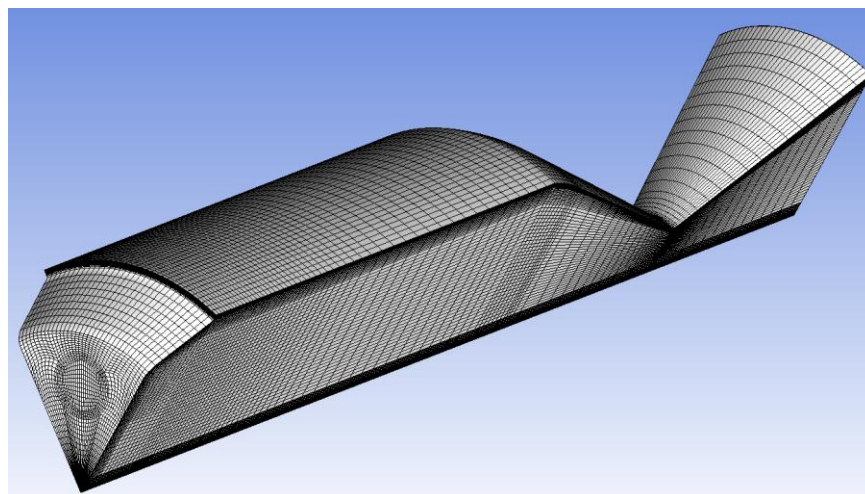


Рисунок 5. Расчетная сетка.

3.4.2. Модели вторичного дробления

Как уже говорилось, вторичное дробление жидкости может сильно влиять на параметры распыливания. В настоящее время существует уже много подходов к расчету этих процессов. Многие из них, являющиеся наиболее используемыми в современных пакетах, разобраны выше. Важным остается вопрос использования той или иной модели в прикладных задачах, а именно при моделировании РДМТ и в данной работе. Известно, что вторичное дробление является частью общего процесса образования капель, в который входят в первую очередь динамические процессы, которые называют первичным дроблением, и теплофизические процессы, связанные с испарением и теплообменом.

Для выбора одной из имеющихся в арсенале Ansys CFX моделей была проведена расчетная оценка подходов: TAB (Модель аналогии Тейлора - Taylor analogy breakup), ETAB (Улучшенная TAB - Enhanced TAB), CAB (Модель каскадного дробления - Cascade atomization breakup), Reitz-Diwakar и Schmehl. Кроме того, ранее уже были проведены некоторые исследования моделей дробления [146 – 148], где была предложена модификация модели CAB для низких

и высоких чисел Вебера ($\approx 10^1$ и $\approx 10^4$), в то время как "обычная" модель САВ отлично работает в пределах "средних" чисел Вебера - $\approx 10^2 \dots 10^3$. Также указано, что среди имплементированных в коде Ansys CFX моделей вторичного дробления наиболее согласующиеся с экспериментом результаты дала именно САВ модель. На основе проведенного предварительного исследования и рекомендаций других авторов [146-148], а также довольно современной физической базы модели было решено для моделирования вторичного дробления капель жидкости использовать модель САВ.

3.4.3. Расчетное исследование оптимального соотношения скоростей между форсунками. Сравнение с термодинамическим расчетом

Важной частью исследования рабочего процесса является определение максимальных возможных параметров эффективности процессов. Для этого проводится термодинамический сквозной расчет. В данной части работы производится анализ возможности оптимизации рабочего процесса за счет варьирования направления подачи топлива – а если быть более точным, величины отношения осевой скорости центральной форсунки к осевой скорости периферийной форсунки. Термодинамический расчет проводился с использованием студенческой версии программы Rocket propulsion analysis (RPA). В данном случае для сравнения полноразмерного расчета с идеальным на вход в расчетную область задавался размер капель керосина (его заменителя – $C_{10}H_{22}$) ок. 1 мкм. Такой размер капель приводит к немедленному испарению, и избавляет от допущений использования моделей вторичного дробления. После испарения пары вступают в реакцию с кислородом. Таким образом, разница между термодинамическим (идеальным) и численными расчетами состоит в качестве смешения компонентов топлива. Это позволяет оценить разницу между результатами и выявить влияние качества смешения. Исследуется, таким образом, течение в ядре, без подачи компонента в завесу. Работают две форсунки – периферийная и центральная.

Входные параметры (расход компонентов) представлены в Таблице 2.

Таблица 2. Параметры ввода топлива

Вход керосина (центр)	0,000351 кг/с
Вход керосина (периферия)	0,0021118 кг/с
Вход кислорода (периферия)	0,0076 кг/с
Вход кислорода (центр)	0,001267 кг/с

Результаты исследования были представлены в [143]. По результатам видно, что во всем диапазоне исследуемых коэффициентов избытка окислителя (0,3 – 2) имеется серьезная неравномерность поля температур, массовых частей компонентов и других теплофизических параметров, что вызвано смесительными элементами – «периферийной» и «центральной» форсунками. Было произведено некоторое количество оптимизационных расчетов с варьированием осевой скорости подачи. Наилучшая картина течения была получена при соотношении осевых скоростей подачи между «периферийным» и «центральной» смесительным элементом около 1/8. Учитывая, что испарение жидкого керосина происходит почти мгновенно, и что скоростью входа жидкой фазы можно пренебречь вследствие высокой скорости подачи газообразного компонента, такой подход, основанный на изменении величины осевой скорости, вполне оправдан, так как в данном случае именно соотношение скоростей будет определять смешение. На рисунке 6 показаны зависимости расходного комплекса от коэффициента избытка окислителя. Можно видеть, что эффективность, выражаемая величиной расходного комплекса, достигаемая по результатам неоптимизированного расчета, ниже значений термодинамического и оптимизированного расчета.

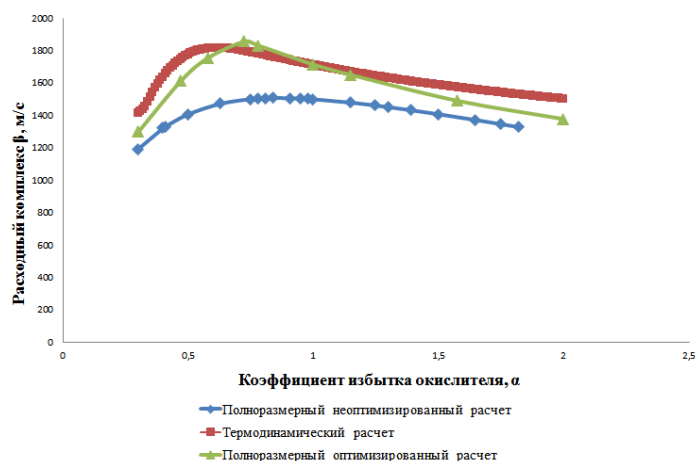


Рисунок 6. Зависимость расходного комплекса от коэффициента избытка окислителя

Величины расходного комплекса оптимизированного расчёта, в свою очередь, лежат очень близко к кривой термодинамического расчета. Разница составляет около 1,5%. Разница между неоптимизированным и оптимизированным расчетами, таким образом, представляет величину влияния качества смешения газообразных компонентов, которой определяется конфигурация системы ввода топлива.

Распределение температур представлено на рисунках 7 и 8. Можно видеть, что около огневого днища только часть химических превращений имеет место, основная же доля горючего вступает реакцию с окислителем только в середине КС и начале сопла. Реакции продолжаются в сужающейся части сопла, критическом сечении, далее постепенно затухая в расширяющейся части.

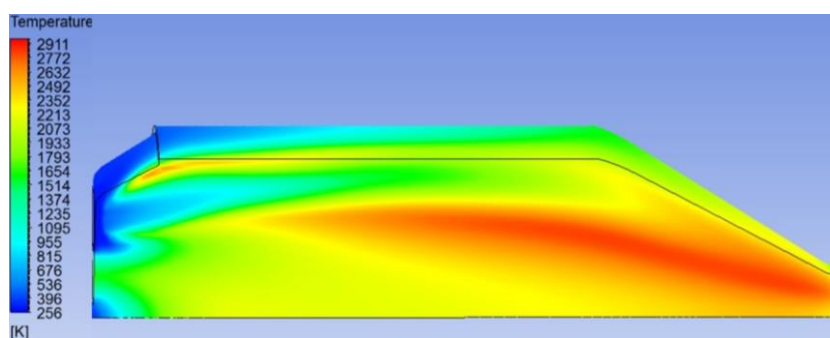


Рисунок 7. Поле температур в КС, неоптимизированный расчет

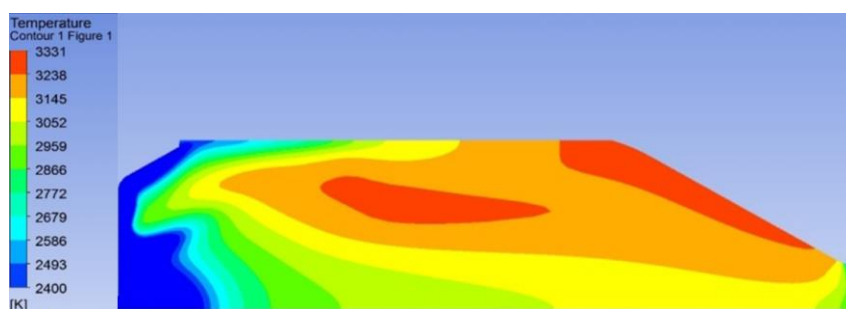


Рисунок 8. Поле температур в КС, оптимизированный расчет

Видны высокие неравномерности полей температур по длине и в поперечном направлении. Можно также оценить степень влияния обратных токов в области смесительной головки на тепловое состояние - видно, что температура около стенки довольно высока - не менее 1600 К. По сравнению полей температур

оптимизированного и неоптимизированного расчетов можно также сказать, что удалось добиться большей равномерности, которая стала следствием улучшенной схемы смешения компонентов за счет варьирования параметров ввода.

Выводом этого исследования можно считать то, что оно показало качественную возможность улучшения эффективности (почти до теоретически максимальных значений) рабочего процесса за счет изменения конфигурации подачи компонентов.

3.4.4. Исследование влияния дисперсности распыливания жидкого компонента топлива на полноту сгорания

Как уже отмечалось, современные эмпирические методики оценки процессов распыливания топлива обычно нацелены на определение мелкости распыливания, которая считается основным показателем качества распыливания. Зависимость полноты сгорания от диаметра капель считается обратно пропорциональной. В качестве параметра размера рассматривают средний диаметр Заутера. Есть данные и о влиянии другого параметра - распределения частиц жидкости по диаметру на полноту сгорания [3,26]. В то же время, наиболее распространенным в расчетных задачах является задание распределения с помощью параметров распределения Росина - Раммлера, теоретически описанного Вейбуллом. Учитывая простоту и возможность с его помощью оценить варианты формы распределений, нужно считать его самым подходящим для инженерных приложений. Вид распределения Вейбулла (Росина - Раммлера) представлен ниже [149, 150].

$$F(d, k, \lambda) = 1 - e^{-\left(\frac{d}{\lambda}\right)^k}, \quad (80)$$

где k - параметр ширины распределения, λ – параметр размера.

В данной части исследования проводится анализ влияния среднего диаметра Заутера и параметров распределения на эффективность рабочего процесса.

Наличие всего двух параметров в распределении Росина-Раммлера - параметра размера и показателя степени (который определяет ширину распределения), сильно упрощает работу при оценке формы распределения.

Как известно, один и тот же средний диаметр Заутера может быть получен для разных по виду и форме распределений. Такой пример ситуации показан на рисунке 9 и 10. Средний диаметр Заутера, равный 64 мкм, может быть получен при различных по виду распределениях с параметрами: 45 мкм и 1,8 (широкое), 61 мкм и 3,8 (среднее), 66 мкм и 18 (узкое).

В работе [18] было указано, что при увеличении среднего диаметра каплей Заутера за счет роста характеристического диаметра (показателя размера) и сохранения постоянной ширины распределения, полнота сгорания в РДМТ сначала незначительно повышается, а затем снижается. В этой работе влияние ширины распределения не исследовалось.

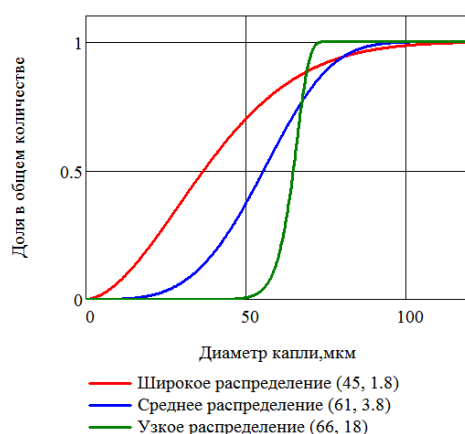


Рисунок 9. Зависимость доли капель в факеле распыла определённого диаметра для различных по ширине распределений, имеющих одинаковый диаметр Заутера, равный 64 мкм

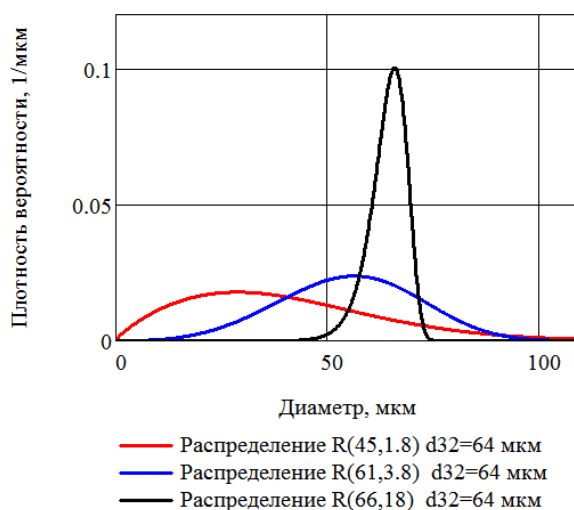


Рисунок 10. Функции плотности вероятности распределения капель по диаметру, имеющие одинаковый диаметр Заутера, равный 64 мкм

В рамках работы были произведены расчеты рабочего процесса при различных входных параметрах - таблица 3.

Таблица 3. Параметры распределения капель по диаметру, исследуемому в численном эксперименте

Средний диаметр Заутера, мкм	Характеристический диаметр	Показатель степени
17	12	1,8
	16	3,8
	17	18
36	25	1,8
	35	3,8
	37	18
59	41	1,8
	56	3,8
	60	18
64	45	1,8
	61	3,8
	66	18
78	55	1,8
	75	3,8
	80	18
90	63	1,8
	86	3,8
	92	18
105	73	1,8
	100	3,8
	107	18

Используемые подходы по моделированию физических процессов отражают рассмотренные в главе модели. Входные параметры (расход компонентов через форсунки) показаны в таблице 4.

Таблица 4. Входные параметры

Вход керосина (центр)	0,000351 кг/с
Вход керосина (периферия)	0,0021118 кг/с
Вход кислорода (периферия)	0,0076 кг/с
Вход кислорода (центр)	0,001267 кг/с

Оценка полноты сгорания производится как отношение расчетных к теоретическим идеальным (равновесным) величинам расходного комплекса.

Результаты исследования (основные данные которых были представлены в работе [151]), представленные на рисунке 11 и 12, говорят о влиянии распределения капель на полноту сгорания. Графики показывают, что снижение ширины распределения (увеличение параметра) незначительно увеличивает полноту сгорания при диаметрах ниже 64 мкм. Поток капель с узким распределением дает БОльшую полноту сгорания. Для капель же со средним диаметром выше 64 мкм зависимость другая - при уменьшении ширины снижается и эффективность. Вообще говоря, представляется, что область оптимальных значений ширины распределения (как и форма распределения) будут различными для разных типовых конфигураций КС, смесительной головки и параметров подачи компонентов. Тем не менее, выводы, полученные на данных КС и виде смесительной головки, будут иметь достаточно широкую применимость для подобных конфигураций, т.к. рассматриваемые расчеты учитывают дробление потоком газа, а также изменение параметров спрея (диаметр капель и ширина распределения) в довольно широкой области. Вид влияния данных параметров, кроме того, представляется нетривиальным.

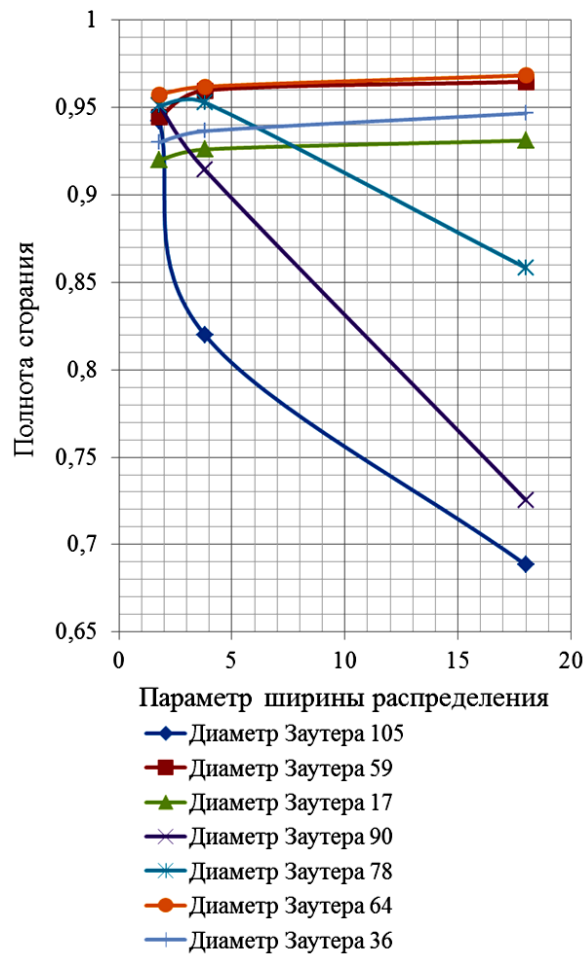


Рисунок 11. Зависимость полноты сгорания от параметра ширины распределения капель по диаметру для различных средних диаметров капель по Заутеру

Показано также, что наличие в распыливаемой жидкости капель как большего, так и маленького диаметра (т.е. широкое распределение), дает более высокую полноту сгорания на различных средних диаметрах Заутера. Изменение параметров потока в форсунке, таким образом, сильно не повлияет на полноту сгорания даже при их варьировании в широких пределах. Косвенно это подтверждается устойчивостью работы ЖРД при применении двухступенчатых форсунок, обеспечивающими слабое изменение конуса распыла при варьировании суммарного расхода топлива [3].

По всей видимости, узкое распределение капель является наиболее нежелательным с точки зрения эффективности (для заданных размерных и режимных параметров), т.к. оно приводит к снижению расходного комплекса (и

эффективности) при увеличении среднего диаметра капель. Узкое распределение уменьшает область испарения и смешения капель топлива, широкое же расширяет ее. Увеличение области испарения приводит к повышению устойчивости рабочего процесса, существенному снижению потерь пульсаций расхода и давления, которые приводят к колебаниям соотношения компонентов (рисунок 12).

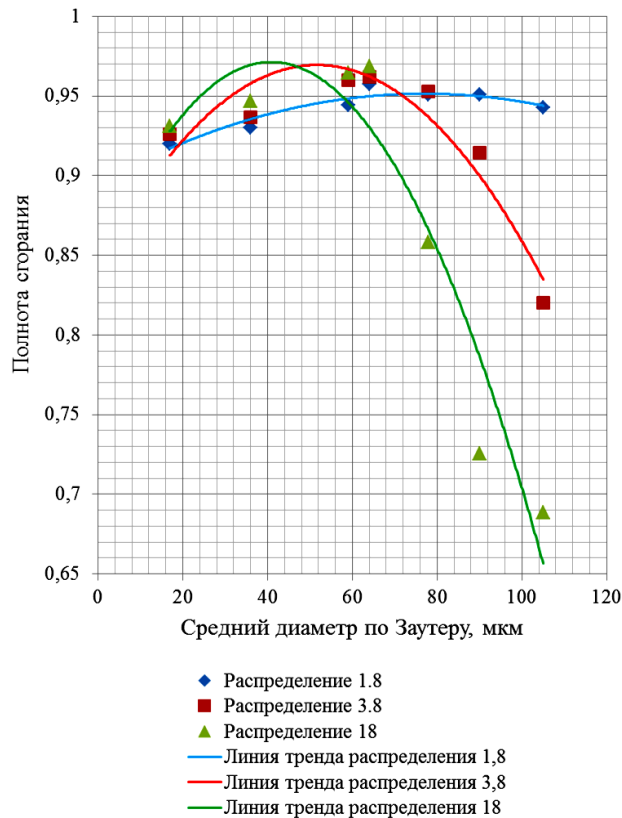


Рисунок 12. Зависимость полноты сгорания от диаметра Заутера и параметра ширины распределения капель по диаметру

Крупные капли, обладая высокой скоростью, появившись в спектре, повышают полноту сгорания. Это происходит благодаря тому, что крупные капли, по сравнению с мелкими каплями с узким распределением, пролетают гораздо дальше, оставляя след из паров жидкости, перемешивающегося с парами другого компонента за счет турбулентности. Это сильно увеличивает область испарения и смешения топлива.

На рисунке 13 изображены виды распределения капель по диаметрам, представленные в расчетах. На рисунках 14-16 представлены изменения поля температур в сечении КС при варьировании среднего диаметра капель по Заутеру и параметров распределения.

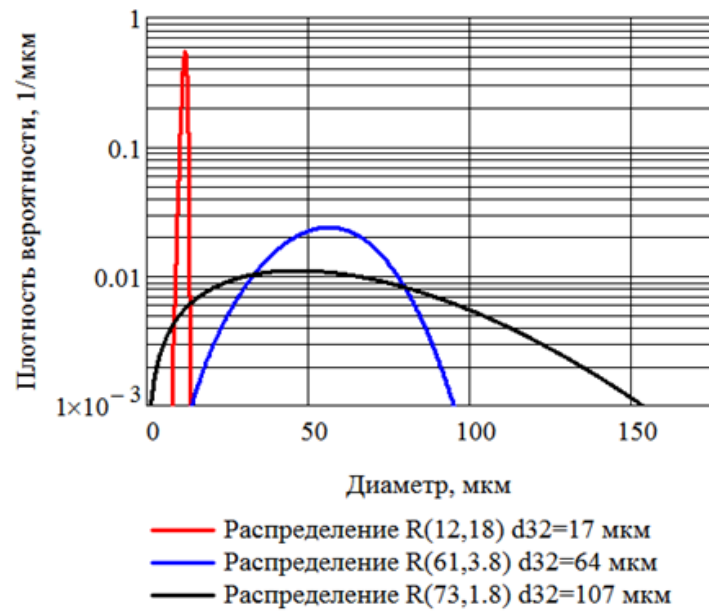


Рисунок 13. Функция плотности вероятности распределения (ФПВ) капель по диаметрам, использованные в расчетах

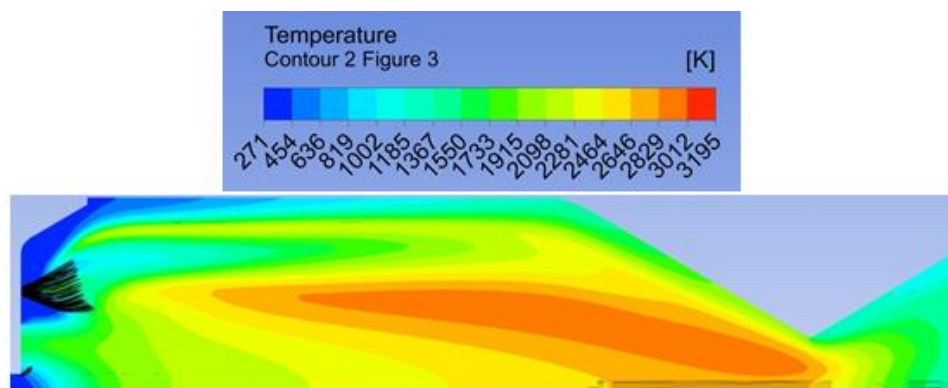


Рисунок 14. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 12 и 18 и средним диаметром капель по Заутеру 17 мкм

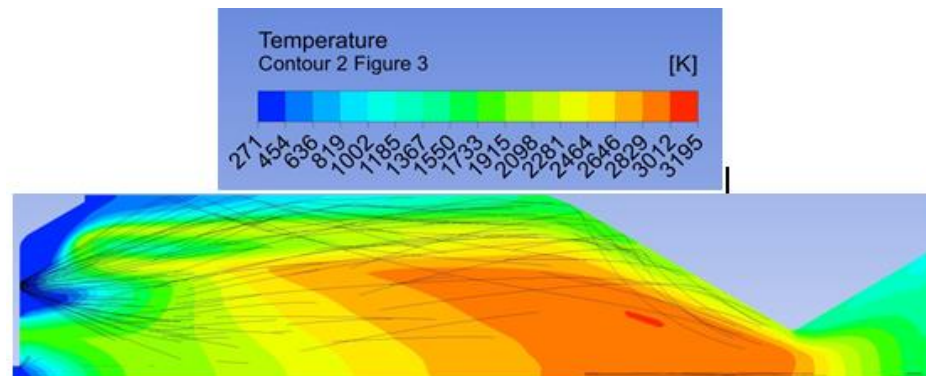


Рисунок 15. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 73 и 1.8 и средним диаметром капель по Заутеру 107 мкм

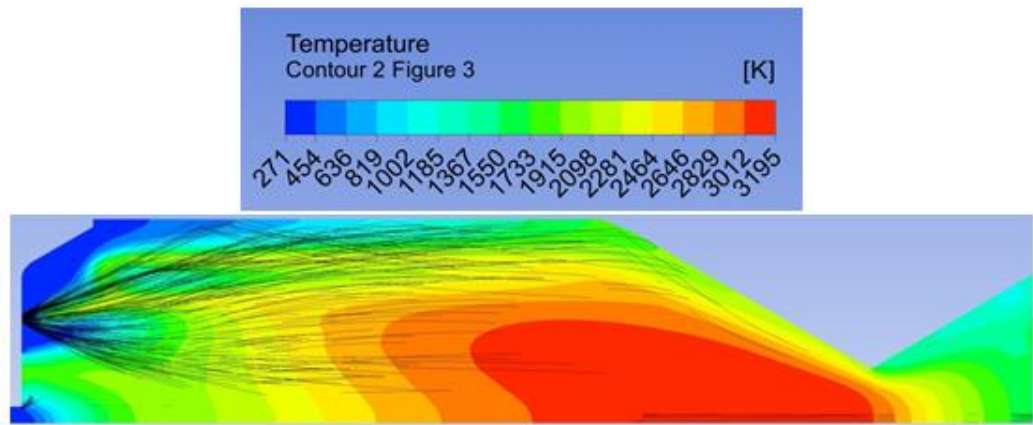


Рисунок 16. Распределение температуры и траекторий капель по сечению камеры сгорания для начального распределения капель с параметрами 61 и 3.8 и средним диаметром капель по Заутеру 64 мкм

По рисункам видно, что быстрое испарение мелких капель ведет к расслоению и стратификации ПС, из-за чего снижается полнота смешения компонентов, а затем и полнота сгорания. Сравнение полей температур и траекторий движения частиц показывает, что при достаточном количестве капель широкого спектра диаметров удастся существенно увеличить область смешения и реагирования топлива.

Полученные результаты показывают, что для каждой размерности КС РДМТ существует некое оптимальное распределение капель по диаметрам и скорость ввода капель жидкости, которое обеспечивало бы самую высокую полноту. Для приведенной геометрической конфигурации КС наибольшую полноту сгорания удастся получить при параметре размера распределения Росина - Раммлера 66 мкм и с параметром ширины распределения 18, среднем диаметре Заутера капель 64 мкм.

Можно выделить рекомендации - при доводке и модернизации РДМТ с помощью предварительного численного моделирования необходимо провести оценку работы двигателя и, применяя варьирование параметров распределения и

размеров капель, найти распределение и средний диаметр, которые обеспечивали бы наибольшую эффективность.

3.4.5. Исследование влияния на эффективность параметров подачи топлива в ядро потока

Одной из важнейших частей исследования можно считать расчет рабочего процесса при различных параметрах распределения капель топлива – ширины, мелкости, и варьируемых компонентах скорости подачи компонентов в рабочую область. В цилиндрической системе координат варьируемые компоненты представляют собой радиальную составляющую, осевую компоненту и тангенциальную проекцию скорости (рассматриваются компоненты вектора скорости, являющиеся безразмерными). Соотношение осевой и радиальной составляющей, таким образом, будет определять угол распыливания. В случае, если отношение осевой и радиальной составляющих будет $\ll 1$, это будет соответствовать широкому углу распыливания ($>45^\circ$). В обратном случае, поток скорее будет «вытягиваться» вдоль оси, что повлияет на перемешивание и эффективность. Тангенциальная составляющая отражает степень вихревого движения потока, которое за счет турбулизации течения способствует перемешиванию. Кроме того, оценка влияния подачи компонентов при различных соотношениях компонентов скоростей может помочь в изучении влияния пульсаций расхода в форсунке. Такие нестационарные явления могут возникать вследствие некоторых явлений как в самой форсунке (например, при импульсном режиме работы), так и магистрали топлив, а для «больших» РД с тягой выше 1600 Н и как результат неустойчивости работы насоса.

Диапазоны варьирования параметров:

- Параметр размер распределения Росина-Раммлера - 3 – 127 мкм.
- Параметр ширины распределения Росина-Раммлера – 1.7 – 18.
- Средний диаметр Заутера – 2.23 – 109 мкм.
- Осевая компонента скорости – 1.12 – 4.9.
- Радиальная компонента – 1.12 – 4.3.
- Тангенциальная компонента - 1.12 – 4.3.

Параметры ввода топлива показаны в таблице 5.

Таблица 5. Параметры ввода топлива

Суммарный расход керосина	0,0182796 кг/с
Суммарный расход кислорода	0,0497204 кг/с
Суммарный расход (О + Г)	0,068 кг/с

Течение охлаждающего компонента в пристеночной области не учитывалось. Расчет производился при постоянном суммарном расходе и коэффициента избытка окислителя - 0.068 кг/с и 0.8.

Всего для проведения исследования было произведено 125 расчетов с 5 варьируемыми параметрами (средний диаметр Заутера находился из заданных параметров размера и ширины распределения). Данные с расчетными точками и результатами можно найти в Приложении. Завесное охлаждение стенок не рассматривалось. Необходимо также упомянуть о важном допущении – распыленные капли топлива движутся на одной скорости с газом (кислородом), вводимым через форсуночное отверстие. Это допущение введено для упрощения физической интерпретации расчетной модели, и основывается в данном случае на относительно высокой скорости истечения – до 21 м/с и мелком диаметре капель. Кроме того, было показано, что диаметр капель в основном будет зависеть от параметров несущей фазы [153]. Допускается, что и более явные параметры – угол распыливания и скорость движения частиц будут определяться скоростью потока. Для более общих случаев предлагаемое варьирование также будет уместно, так как при необходимости учета однонаправленного сопряжения частиц и основного потока (с различными скоростями фаз), модель позволяет учесть задание скорости ввода, угла распыливания, диаметра капель и перейти к заданию впрыска с любой конфигурацией.

Расчеты проводились при допущении о равномерном распределении компонентов топлива между форсунками. Некоторые результаты работы были представлены в [154].

Результаты расчетов показаны на рисунках 17-20. С помощью метода наименьших квадратов получены линии тренда - линейная и полиномиальная.

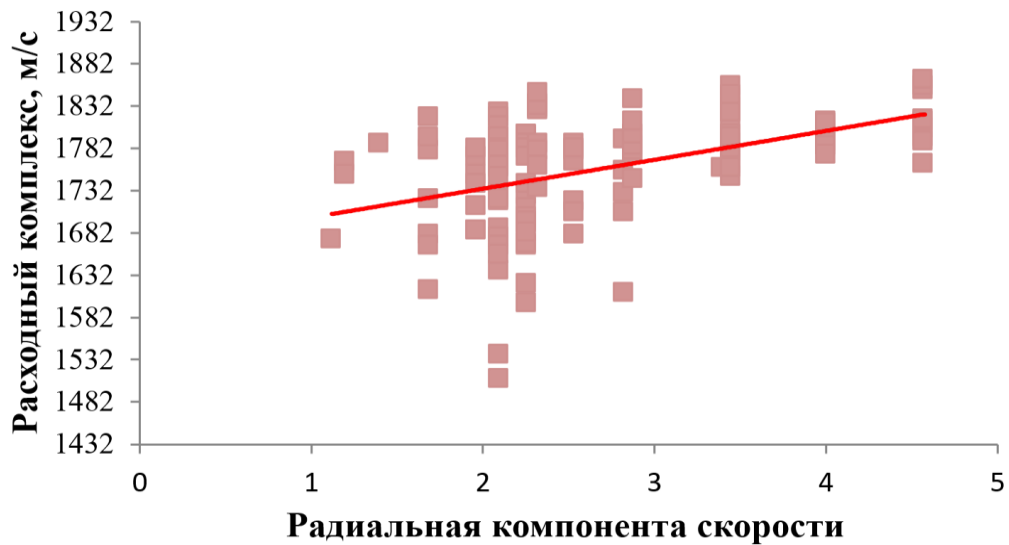


Рисунок 17. Зависимость расходного комплекса (Beta) от радиальной компоненты скорости.

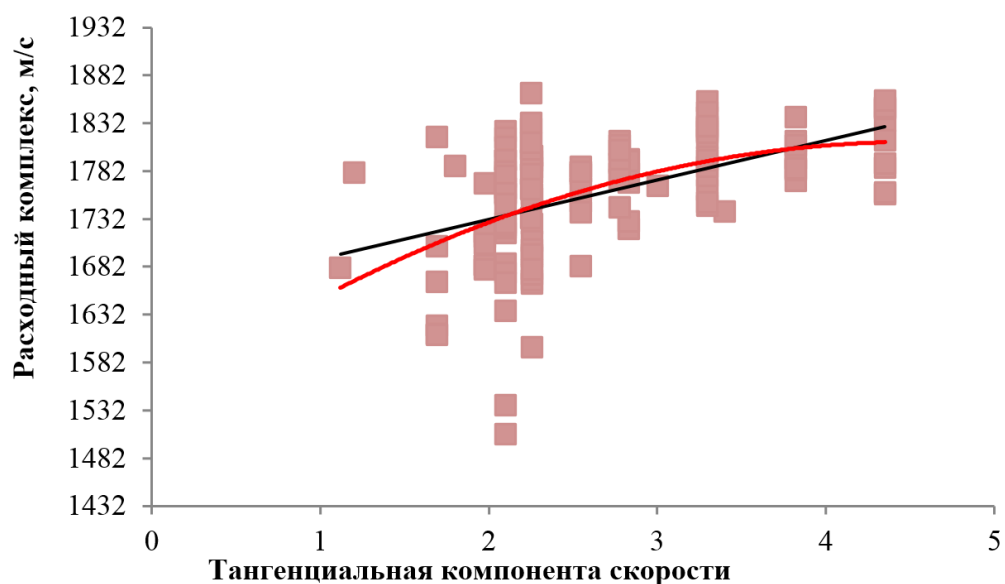


Рисунок 18. Зависимость расходного комплекса (Beta) от тангенциальной компоненты скорости.

Ясно можно наблюдать увеличение расходного комплекса с ростом радиальной и тангенциальной составляющих скорости. Причем, виден интенсивный рост расходного комплекса в диапазоне изменения компонент 1.12 – 3. Кроме того, большинство из более низких значений расходного комплекса на обоих графиках соответствуют соотношениям радиальная/осевая компонента <1 и тангенциальная/осевая <1 , а большинство повышенных величин -

радиальная/осевая ≥ 1 и тангенциальная/осевая ≥ 1 . Это говорит о корреляции с физической картиной рабочего процесса. Увеличение радиальной составляющей при одновременном снижении осевой приводит к увеличению факела распыливания. Увеличение тангенциальной проекции скорости при уменьшении осевой показывает, как растет закрутка потока при одновременном снижении дальнобойности. Описанные эффекты, как видно, имеют существенное влияние на происходящее в рабочем пространстве.

Динамика изменения расходного комплекса при увеличении осевой компоненты также выглядит очевидной – пологое снижение. Это может быть также связано с ухудшением способности перемешивания потоков при увеличении осевой компоненты.

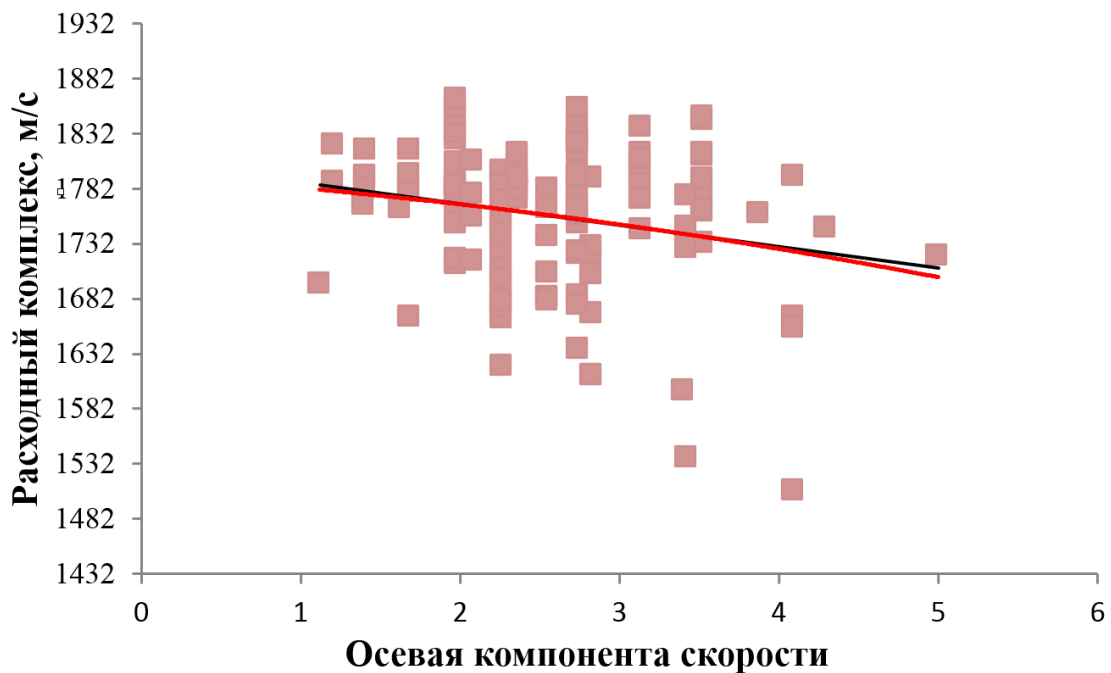


Рисунок 19. Зависимость расходного комплекса (Beta) от осевой компоненты скорости.

Из картины облака точек зависимости расходного комплекса от параметра ширины распределения Росина - Раммлера можно сделать вывод, что влияние ширины распределения для конкретных областей варьирования неочевидно. На рисунке 21 представлены результаты (произведенные с помощью корреляционного анализа) оценки чувствительности расходного комплекса к изменению того или иного параметра. Видно, что тангенциальная и радиальная составляющие прямо

влияют на расходный комплекс. Зависимость расходного комплекса от осевой компоненты велика, но в данном случае при увеличении осевой скорости величины расходного комплекса снижаются. Другие параметры варьирования – параметр размера распределения Росина-Раммлера и параметр ширины распределения влияют незначительно, как показывает корреляционная оценка. Однако, такая картина стала возможна при варьировании сразу нескольких типов входных параметров – при фиксировании компонент скорости и дальнейшем изучении влияния параметров распыливания (мелкости и типа распределения капель по диаметру) влияние параметров спектра распыливания может быть весомым.

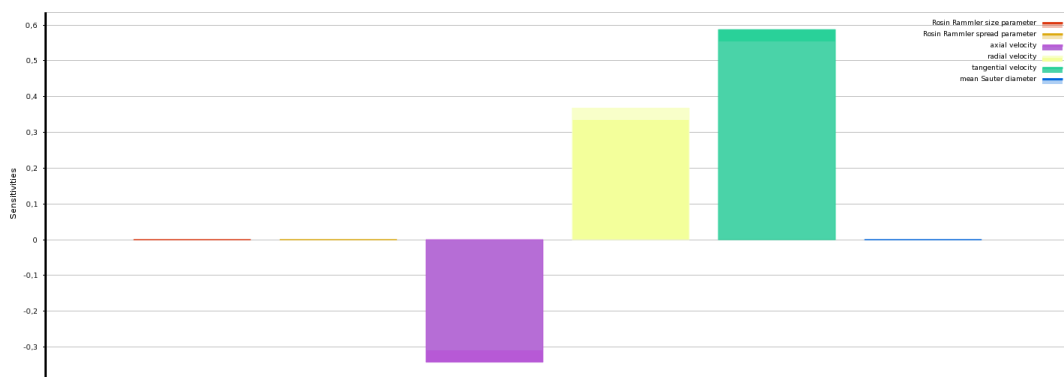


Рисунок 20. Чувствительность расходного комплекса (Beta) к изменению используемых параметров влияния. Зеленый – тангенциальная компонента, сиреневый – осевая, желтый – радиальная.

Описанные явления могут помочь при составлении рекомендаций для проектирования геометрического и режимного облика КС и элементов смесеобразования. Например, можно сделать вывод, что рост тангенциальной и радиальной компонент при уменьшении осевой позволяет сильно повысить расходный комплекс.

3.4.6. Исследование влияния на эффективность параметров подачи топлива в ядро потока и на завесное охлаждение

Важной частью является моделирование рабочего процесса при варьировании большого количества параметров с завесным охлаждением жидким компонентом. Жидкость подается через зазор в пристенке. Как уже говорилось, моделирование производится с помощью Лагранж-Эйлера подхода, который

рассматривает капли жидкости как математические точки. Это значительно упрощает расчет, улучшает устойчивость сходимости и ее скорость. Поэтому вводится допущение о приближении пленки жидкости большим количеством траекторий капель (математических точек). Выбор в пользу этого метода сделан как из-за ресурсоемкости и сложности в задании остальных методов моделирования двухфазного течения, так и с оглядкой на преимущества этого метода. В работе рассматриваются два параметра ввода компонента топлива в завесу – диаметр капель керосина, подаваемого в качестве завесного охлаждения и скорость подачи. Параметры ввода топлива показаны в таблице 6.

Таблица 6. Входные параметры

Суммарный расход керосина (в ядро)	0.0118433 кг/с
Суммарный расход кислорода (в ядро)	0.0322139 кг/с
Расход керосина завесы	0.0239428 кг/с
Суммарный расход (О + Г)	0,068 кг/с

Варьируемые параметры и области варьирования:

- Параметр размера распределения Росина-Раммлера - 12 – 109 мкм;
- Параметр ширины распределения – 1 – 18;
- Осевая компонента скорости – 0,9 – 3,9;
- Радиальная компонента скорости – 0,3 – 1,7;
- Тангенциальная компонента скорости – 0,9 – 3,47;
- Диаметр капель жидкости, подаваемых на завесу – 53 – 250 мкм;
- Скорость ввода жидкости, подаваемой в завесу – 0,3 – 2,19 м/с.

Допущения, принятые в предыдущей серии расчетов, применимы и к этой части исследования, а для получения наиболее полной картины зависимостей используется план исследования – центрально-композитный ротатабельный расширенный с дополнительными точками загущения. Общее количество точек – 160. Расчетные точки и данные исследования показаны в Приложении. Размер щели, используемой для подачи завесного охлаждения, равен 1 мм. Результаты

исследования показаны на рисунках 21 – 26. На графиках приведены также линейная и полиномиальная линии тренда.

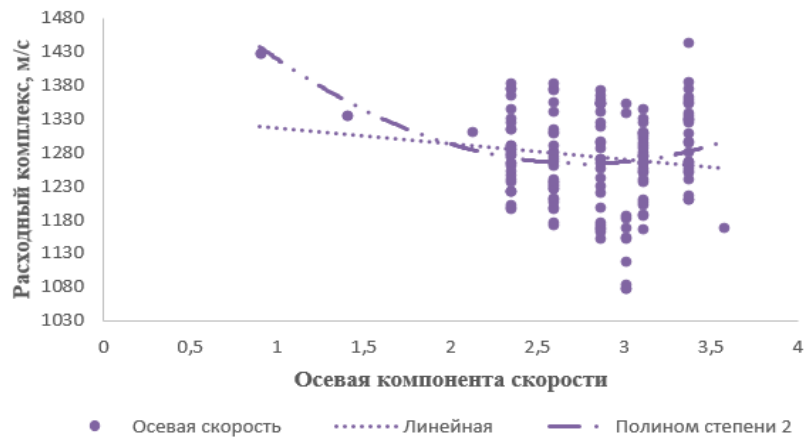


Рисунок 21. Зависимость расходного комплекса от изменения осевой компоненты скорости ввода топлива.

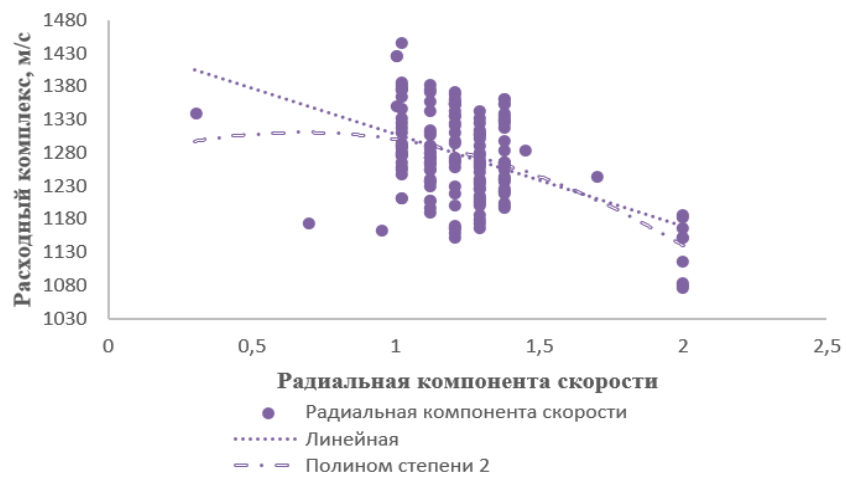


Рисунок 22. Зависимость расходного комплекса от изменения радиальной компоненты скорости ввода топлива.



Рисунок 23. Зависимость расходного комплекса от изменения тангенциальной компоненты скорости ввода топлива.

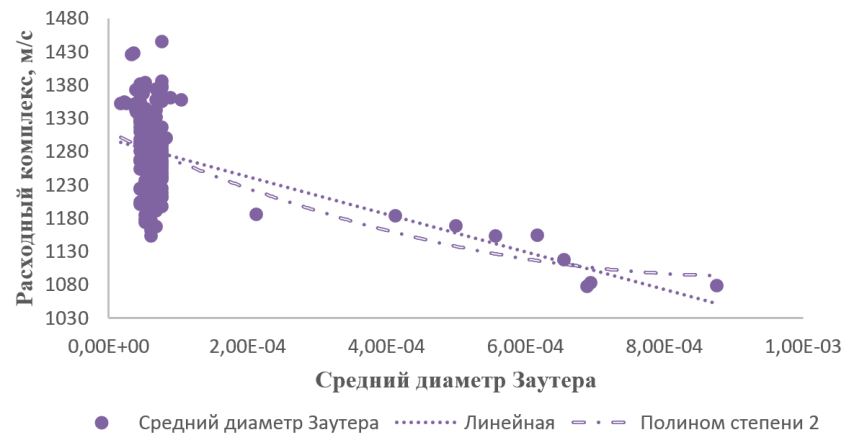


Рисунок 24. Зависимость расходного комплекса от изменения среднего диаметра Заутера капель топлива в ядре потока.

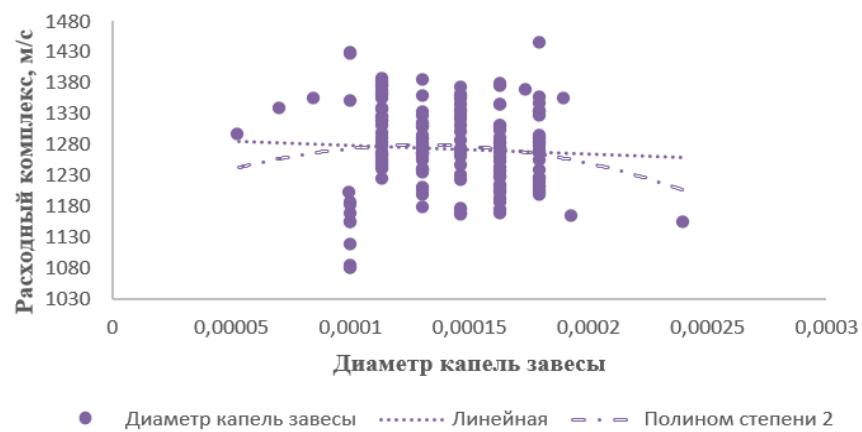


Рисунок 25. Зависимость расходного комплекса от изменения диаметра капель завесы.

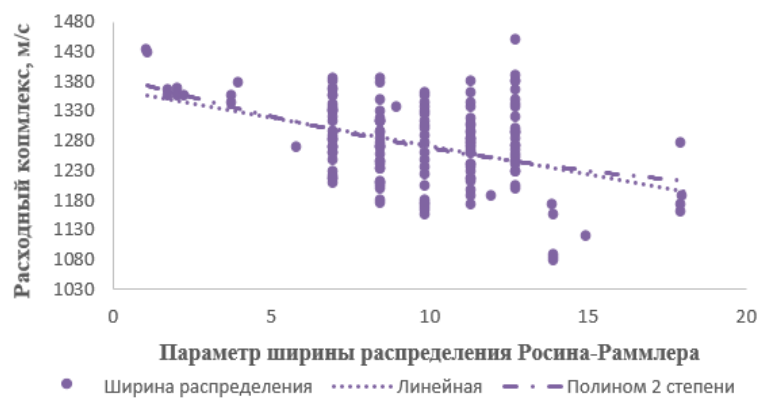


Рисунок 26. Зависимость расходного комплекса от ширины распределения Росина - Раммлера капель ядра потока.

По результатам моделирования видна зависимость полноты сгорания от величины компонент скорости ввода топлива. Результаты были представлены в работе [154]. Во-первых, увеличение осевой компоненты скорости в небольшой степени понижает расходный комплекс. Рост тангенциальной составляющей также относительно слабо повышает значение расходного комплекса. Увеличение же радиальной составляющей приводит к весоному снижению полноты сгорания. В данном случае, скорее всего, имеет место следующее явление: при некоторых значениях радиальной составляющей «форсуночный» поток газа и жидкости начинает попадать непосредственно в область завесы, также препятствуя образованию однородной смеси топлива в ядре потока, что снижает эффективность смешения, испарения и горения. Кроме того, увеличение параметра ширины уменьшает расходный комплекс, что согласуется с результатами параметризации и оптимизации без использования завесного охлаждения. Увеличение диаметра капель завесы несущественно отражается на уменьшении полноты сгорания. Вообще говоря, при исследовании рабочего процесса, тем более с использованием различных параметров варьирования, существенное влияние будут иметь эффекты взаимовлияния различных параметров, что может усиливать или ослаблять влияние того или иного параметра. Наконец, эффект изменения среднего диаметра Заутера является заметным – при достижении некоторого значения (90 - 110 мкм) полнота сгорания начинает сильно уменьшаться. Было получено также, что изменение скорости подачи завесного охлаждения почти не влияет на эффективность. В целом, результаты моделирования завесного охлаждения показывают, что влияние параметров задания завесного охлаждения (диаметр капель и скорость) в разобранной области относительно слабо влияют на эффективность рабочего процесса. Этого нельзя сказать о расходе компонента на завесу. При изменении расхода жидкости на завесу, полнота сгорания однозначно будет сильно изменяться (результаты предварительного исследования). Кроме того, возможно, картина влияния некоторых параметров могла бы несколько измениться при расширении областей варьирования. Очевидно, например, что при увеличении диаметра капель завесы полнота сгорания начнет уменьшаться из-за

истечения неиспаренных капель через сопло двигателя. Вероятно, также, при увеличении скорости подачи компонента завесы в один момент капли перестанут успевать испаряться и смешиваться с газообразным окислителем. Обратное влияние будет иметь высокая скорость, если принять во внимание стимулирование дробления капель с увеличением скорости. Это приведет к значительному количеству малоразмерных частиц, что повышает теплоотдачу, испарение и, соответственно, эффективность рабочего процесса. Как бы то ни было, необходимы еще более тщательные и широкие оценки влияния этих параметров на эффективность.

Исследование, поставленное в этой части работы, не ставит целью точного определения величин параметров ввода завесы или подачи топлива в ядро потока, а оценивает принципиальную возможность моделирования рабочего процесса с учетом завесного охлаждения выбранным подходом и определяет величину изменения расходного комплекса при варьировании различных параметров.

3.4.7. Выводы по главе

1. Оптимизация параметров ввода топлива может значительно улучшить рабочий процесс в двигателе и увеличить полноту сгорания.
2. Для каждой размерности КС существует некое распределение и скорость ввода жидких капель, позволяющие получить наиболее оптимальный рабочий процесс в двигателе.
3. Наибольших значений расходный комплекс при рассмотрении задачи с учетом завесного охлаждения достигает при низких значениях параметра ширины распределения, что соответствует широкому распределению. При рассмотрении задачи без учета завесного охлаждения ширина распределения имеет слабое влияние на эффективность рабочего процесса.
4. Увеличение осевой компоненты скорости приводит к некоторому уменьшению расходного комплекса.
5. Увеличение радиальной компоненты по отношению к осевой в случае без завесного охлаждения приводит к увеличению полноты сгорания, а в случае с завесой – наоборот.

6. Увеличение тангенциальной компоненты скорости позволяет достичь более полного смещения и эффективности рабочего процесса.

7. Увеличение среднего диаметра Заутера капель в ядре приводит сначала к росту показателей рабочего процесса (в некоторых случаях незначительно), а в дальнейшем - снижению эффективности процесса, что происходит, вероятно, из-за истечения капель жидкости из сопла РДМТ.

8. Увеличение диаметра капель завесы и скорости подачи жидкости на завесу при использовании описанных подходов в рассматриваемом диапазоне слабо влияет на эффективность рабочего процесса.

9. Результаты оценки влияния изменения компонентов скорости подачи компонентов могут описывать в том числе и нестационарный режим работы, когда неустойчивость параметров подачи компонентов (расход, распределение по форсункам, вектор подачи) может существенно влиять на эффективность работы двигателя.

10. Полученные результаты могут являться также рекомендациями для выявления требований к смесительным элементам, форме КС, режиму работы при заданных параметрах эффективности рабочего процесса. Это тесно сопряжено с целью построения методики моделирования рабочего процесса, наряду с получением полной информации о качественных и количественных параметрах процесса. Разработчик изделия, имея представление о показателях оптимального для рассматриваемого двигателя рабочего процесса, может, основываясь на результатах данной работы, выбрать способ подачи топлива и требования к конструкции.

11. Дальнейшее расширенное численное моделирование, и параметрическая оценка влияния параметров ввода компонентов топлива могут позволить более тщательно прогнозировать показатели рабочего процесса, определять оптимальное состояние рабочего процесса. Это говорит о том, что на основе оптимальной картины рабочего процесса в КС можно оптимизировать и конструкцию, и режим форсунок.

ГЛАВА 4. ВЕРИФИКАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ РАСЧЕТА РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В КС РДМТ. МЕТОДИКА «СКВОЗНОГО» РАСЧЕТА ПРИ ОЦЕНКЕ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА В РДМТ

4.1. Верификация разработанной математической модели рабочего процесса

В предыдущей главе были рассмотрены параметры ввода жидкого и газообразного компонентов топлива и их влияние на эффективность РДМТ. В данной части работы проводится сравнение данных огневых испытаний, представленных в работе [124] с результатами моделирования рабочего процесса, базирующегося на выводах и тезисах, полученных с помощью частных исследований влияния параметров, представленных ранее.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных происходит на следующих режимах (Таблица 7).

Таблица 7. Результаты экспериментального исследования [124]

	расход O ₂ , г/с	Кер. форс., г/с	Кер. завеса, г/с	Расход Σ , г/с	% на завесу	$\alpha \Sigma$	P _к , атм	Тяга, Н	$\beta_{\text{эксп}}$	$\beta_{\text{теор}}$	$\phi \beta$
1	27,71	15,89	29,80	73,42	40,59	0,17	6,12	76,2	944,1	1211	0,775
2	27,73	16,95	22,84	67,53	33,82	0,20	6,20	73,38	1039,0	1251	0,830
3	29,80	13,55	24,37	67,73	35,98	0,23	6,53	79,04	1091,3	1286	0,848
4	26,52	15,34	29,75	71,62	41,55	0,17	5,93	69,86	937,5	1210	0,774
5	26,69	15,37	28,74	70,80	40,59	0,17	5,93	69,90	948,5	1210	0,783
6	26,62	15,72	26,36	68,71	38,36	0,18	5,87	69,57	967,1	1232	0,785
7	26,74	16,10	23,99	66,84	35,90	0,195	5,86	70,82	991,9	1245	0,796
8	26,84	16,54	23,97	67,36	35,58	0,194	5,93	70,20	996,6	1242	0,802
9	26,86	17,27	24,00	68,14	35,22	0,191	5,85	69,92	971,4	1237	0,785
10	26,80	16,34	23,77	66,92	35,52	0,196	5,87	70,24	993,6	1245	0,798
11	26,77	16,46	23,24	66,48	34,95	0,197	5,79	69,93	986,3	1247	0,790
12	26,86	16,54	23,97	67,38	35,57	0,194	5,79	70,20	973,4	1242	0,783

4.1.1. Допущения и особенности численного эксперимента

С учетом конструкции смесительных элементов, представляющих собой газожидкостные центробежные форсунки, состоящие из последовательно размещенных центробежных жидкостной керосиновой и газовой кислородной

форсунок, данный случай является нетривиальным и достаточно сложным для описания с помощью имеющихся одномерных аналитически - эмпирических методик. При определении параметров распыливания нужно пользоваться либо экспериментальным определением этих параметров, либо проводить отдельный численный эксперимент по расчету смесительного элемента. И тот, и другой способ имеет существенные недостатки в данном случае. Экспериментальное определение встречает сложности, связанные с материальными, временными и трудовыми ресурсами. Численное моделирование выглядит преимущественно. Однако, как показало предварительное расчетное исследование, известные недостатки численного моделирования, например, вопросы сходимости при решении двухфазных и высокорейнольдсовых задач, вносят некоторые особенности и серьезные трудности применения численного моделирования. Как показано в работе [124], ширина тангенциальных каналов кислородной центробежной форсунки составляет 1 мм. В то же время при оценке скорости кислорода при подаче через тангенциальные каналы, используя формулу

$$\dot{m}_o = W_o F_o \rho_{\text{ВХО}}, \quad (81)$$

где W_o - скорость кислорода, F_o - площадь проходного сечения, $\rho_{\text{ВХО}}$ - плотность кислорода, можно прийти к выводу, что скорость кислорода в сечении тангенциального канала достигает звуковую. Учитывая, что подача происходит поперечно по отношению к истекающему из жидкостной форсунки потоку керосина, закрученность потока в центробежной форсунке, и огромную относительную скорость между компонентами, можно прийти к предположению о полном раздробливании капель жидкости. Однако, в работе [155] было указано, что наименьший диаметр капель, возможный при дроблении звуковым (число Маха 1-2) потоком, приблизительно равен 20 мкм. Таким образом, в рамках данного исследования принимается, что капли керосина истекают из ступени окислителя с размером 20 мкм. Имея небольшую инертность и массу, частицы жидкости будут принимать направление и скорость, с которыми поток окислителя истекает в рабочее пространство. Это достаточно уместно коррелирует с использованным

раннее предположением о равенстве скоростей, истекающих из смесительного элемента частиц керосина и кислорода.

Другой важной особенностью является дискретный способ подачи жидкости на завесу – по окружности расположены дискретные щели. Это необходимо учитывать при постановке расчетного исследования.

Учитывая, что неравномерности распределения компонентов в смесительной головке при вводе через форсунки в ядре потока в основном влияют на тепловое состояние конструкции, и поле температур на стенке, и то, что в экспериментальном исследовании, на основе которого происходит верификация модели, температура стенки не достигла стационарного состояния, а сама верификация происходит по интегральным параметрам, было принято рассматривать равномерное распределение компонентов при расчете.

Используются также допущения, принятые при проведении расчетов в предыдущей главе.

4.1.2. Расчетная область, сетка, граничные и начальные условия

Для проведения сравнения результатов, получаемых с помощью предлагаемой методики моделирования процессов с экспериментальными данными, используется секторная расчетная область. В целом, конфигурация повторяет использованную в предыдущей главе геометрическую и сеточную модель. Различие состоит в описанных особенностях исследования, режиме работы и постановке начальных и граничных условий.

Расчетная область показана на рисунке 27.

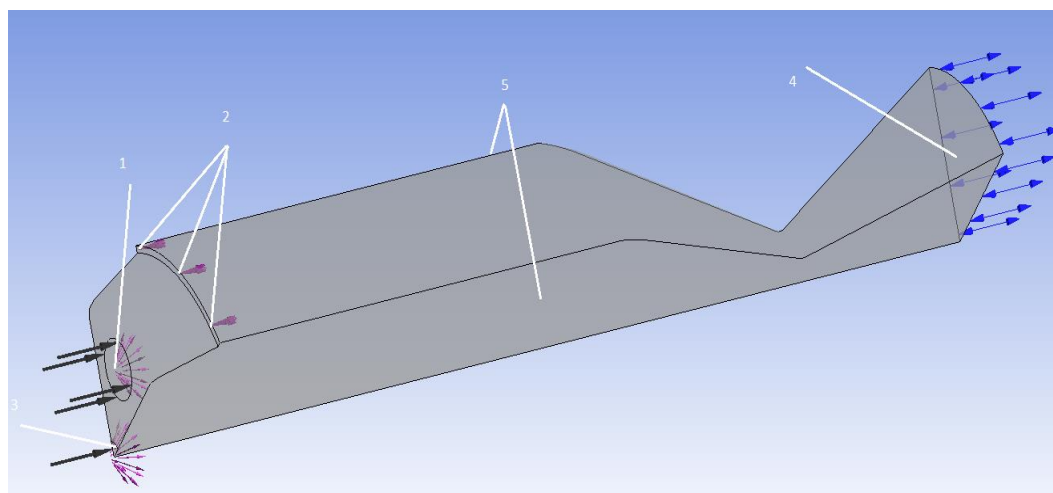


Рисунок 27. Расчетная область. 1 – Ввод керосина и кислорода периферийной форсунки, 2 – ввод компонента завесы, 3 - ввод керосина и кислорода центральной форсунки, 4 – граничное условие типа «opening», 5 – граничное условие периодичности.

Расчетная сетка состояла, как и в предыдущих исследованиях, из 300 000 гексаэдральных элементов.

С учетом дискретности подачи завесы, предполагается, что жидкость, подаваемая на завесу, во время подачи образует жгутообразное течение, описанное в работе [22, 23], которое влияет на смещение потока ядра, завесы и, таким образом, на эффективность рабочего процесса. Для моделирования данной особенности с помощью источников задаются концентрированные потоки жидких частиц. Было обнаружено, что задание на вход завесы потока капель с распределением Росина - Раммлера сильно ускоряет сходимость расчетов. Поэтому в расчетах данной части работы применен способ задания мелкости капель завесы через распределение Росина - Раммлера. Таким образом, с учетом общего количества щелей 18, в секторе исследуемой КС будет находиться 3 щели, т.е. 3 точки ввода жидкости с точки зрения модели. Кроме того, размер щели – 1 мм., это необходимо учитывать при задании мелкости капель. На основе предварительного изучения влияния диаметра представительных частиц жидкости завесы в расширенной области (до 800 мкм) получено его слабое влияние на полноту сгорания. Представляется, что при вводе компонента завесы капли испытывают влияние деформирующих сил (внутренних, аэродинамических), и, учитывая их исходный диаметр (не более 1 мм), предполагается задавать значение параметра размера не менее $\frac{1}{2}$ диаметра щели. В работе допускается, что задаваемый через распределение Росина - Раммлера средний диаметр должен быть не выше 1 мм, поэтому задаются большие значения параметра размера (0.75 мм) - представляется, что размер капель не превысит 0.8 мм - и относительно узкое распределение.

Предваряющие огневые эксперименты холодные проливки форсунок показали угол раскрытия, равный приблизительно 90° . С учетом высокой скорости течения кислорода в тангенциальных каналах и закрутки потока, было принято

задавать тангенциальную компоненту скорости равной осевой. Таким образом, соотношение компонент скорости при истечении из форсунки задавалось равным 1-1-1.

Граничные условия (задаваемые параметры ввода, мелкости, распределения) показаны в таблице 8.

Таблица 8. Параметры ввода компонентов топлива

Средний Заутера диаметр каплеь	20 мкм
Параметр ширины распределения	18
Осевая компонента скорости (ядро потока)	1
Радиальная компонента скорости (ядро потока)	1
Тангенциальная компонента скорости (ядро потока)	1
Параметр размера распределения Росина-Раммлера (завеса)	750 мкм
Параметр ширины распределения Росина-Раммлера (завеса)	18
Скорость подачи охладителя на завесу	1 м/с

Таблица 9. Свойства компонентов

	Керосин (ж)	Керосин (г)	Кислород
Плотность, кг/м ³	830	изменяется	изменяется
Удельная теплоемкость, Дж/кг*К	2192,4	Зависимость из базы NIST [145]	Зависимость из базы NIST [145]
Динамическая вязкость, Па*с	0,00212	5.28767e-06	2.06594e-05
Поверхностное натяжение, Н/м	0,027	-	-
Теплопроводность, Вт/м*К	0,1218	0.00907355	0.0254141

В качестве граничных условий входа задается массовый расход компонентов топлива.

На выходе из расчетной области задается граничное условие вида «Opening» с давлением окружающей среды 1 атм. В расчете учитывается отсутствие проскальзывания на стенке.

В качестве модели горения используется EDM-модель, как наиболее простая в использовании, преимущественная в скорости и устойчивости сходимости и подходящая для применения в инженерных задачах.

В таблице 10 приведены основные модели и физические допущения, используемые в расчете.

Таблица 10. Основные модели и физические допущения, используемые в расчете

Модель турбулентности	k-omega SST
Модель испарения капель	Liquid evaporation model (уравнение Антуана)
Модель теплообмена	Ranz Marshall
Модель вторичного дробления	CAB + динамическое изменение формы капли
Модель сопротивления жидких капель	Schiller-Naumann
Модель горения	EDM (методика глобальной реакции)
Модель впрыска капель	Полый конус заданного угла и радиуса

4.1.3. Результаты моделирования и сравнение

В качестве критерия оценки применимости модели рассматриваются два интегральных параметра – давление в КС и расходный комплекс, неразрывно связанный с полнотой сгорания $\phi\beta$:

$$\phi\beta = \frac{\beta_{\text{эксп/расч}}}{\beta_{\text{теор}}}, \quad (82)$$

где $\beta_{\text{расч}}$ – расходный комплекс, полученный расчетным/экспериментальным способом, $\beta_{\text{теор}}$ – теоретическое, идеальное значение расходного комплекса.

Сравнение расчетных и экспериментальных данных по результатам приведено на рисунках 28 - 30.

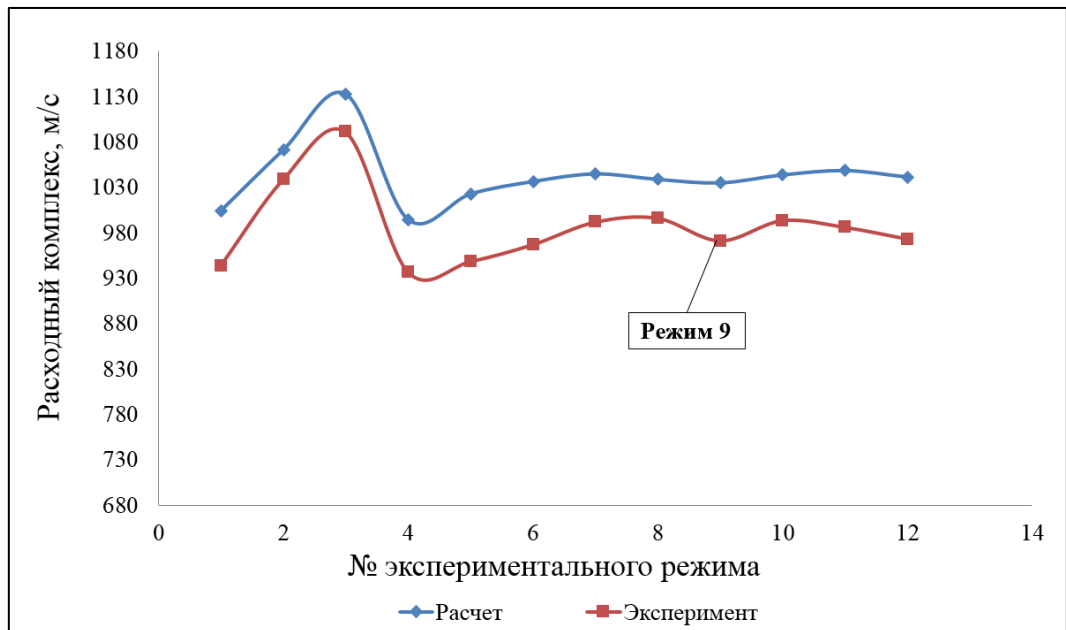


Рисунок 28. Сравнение значений расходного комплекса

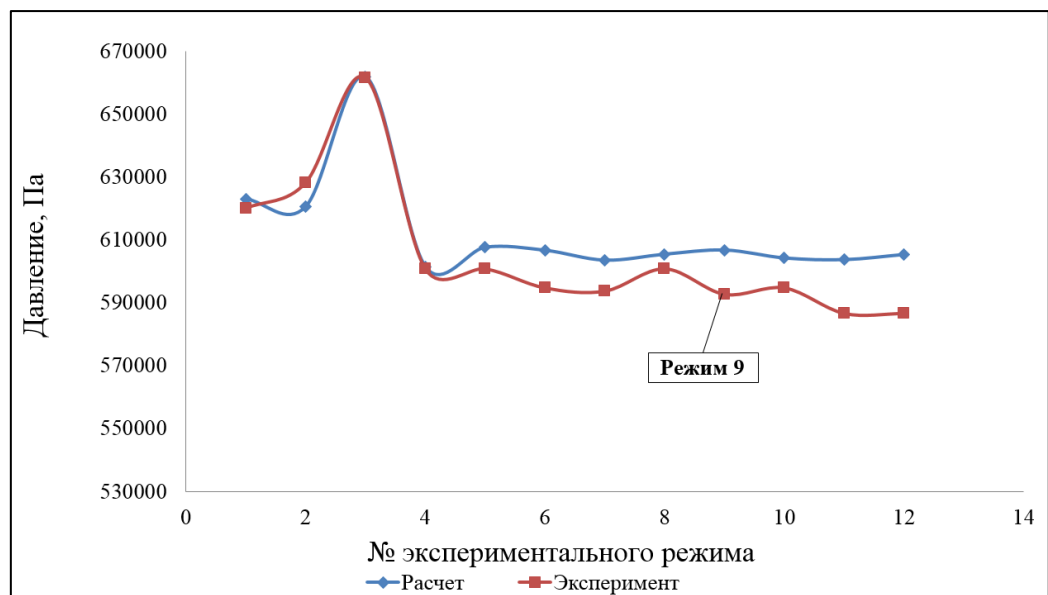


Рисунок 29. Сравнение значений давления

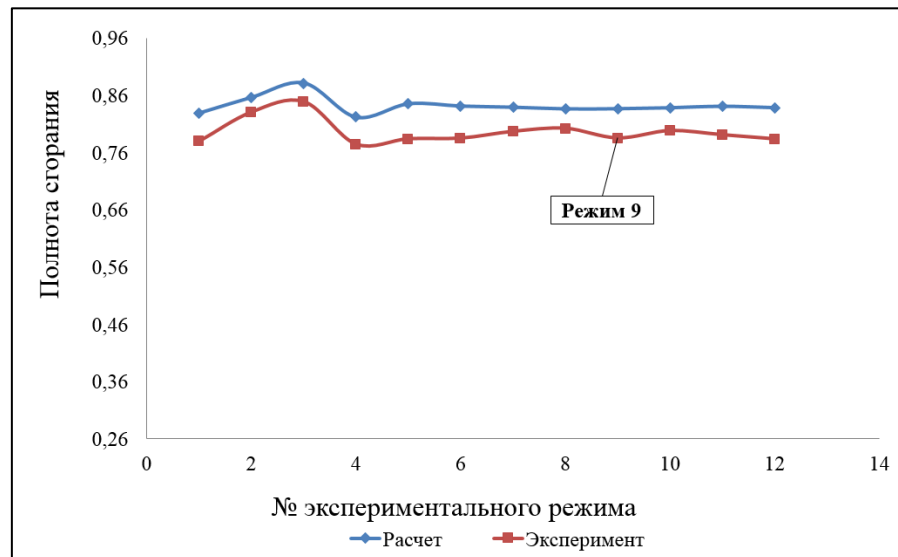


Рисунок 30. Сравнение значений полноты сгорания [154]

Разница между результатами составляет не более 8 %. Такое соотношение можно считать хорошей сходимостью данных [154].

Картина течения представлена на рисунках 31 – 36.

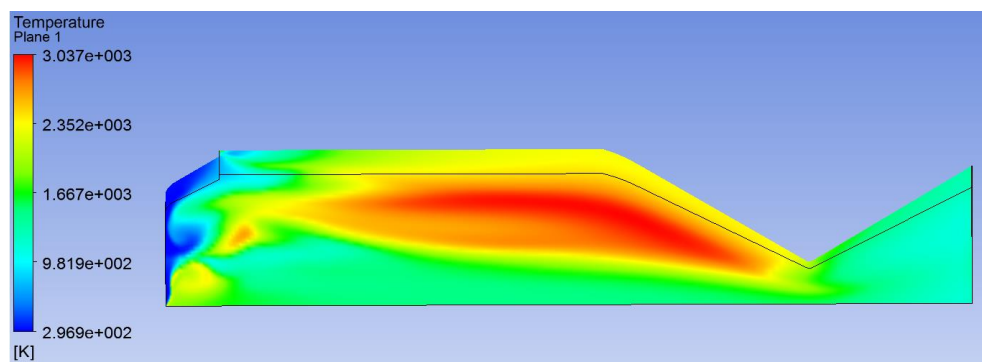


Рисунок 31. Распределение температур по продольному сечению КС

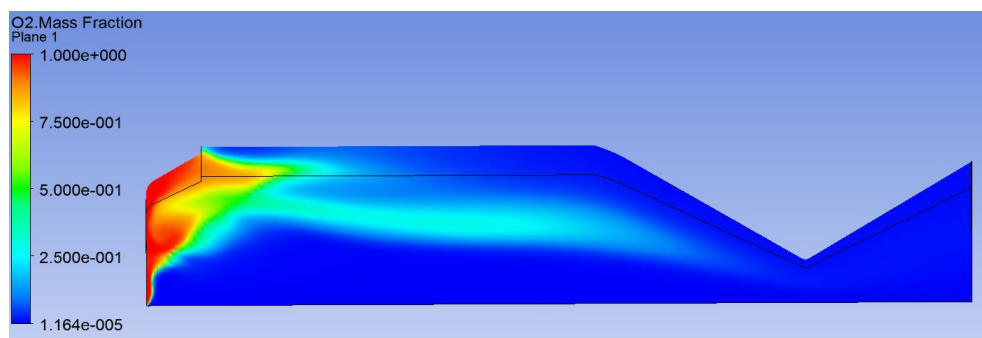


Рисунок 32. Распределение массовых долей кислорода по продольному сечению КС

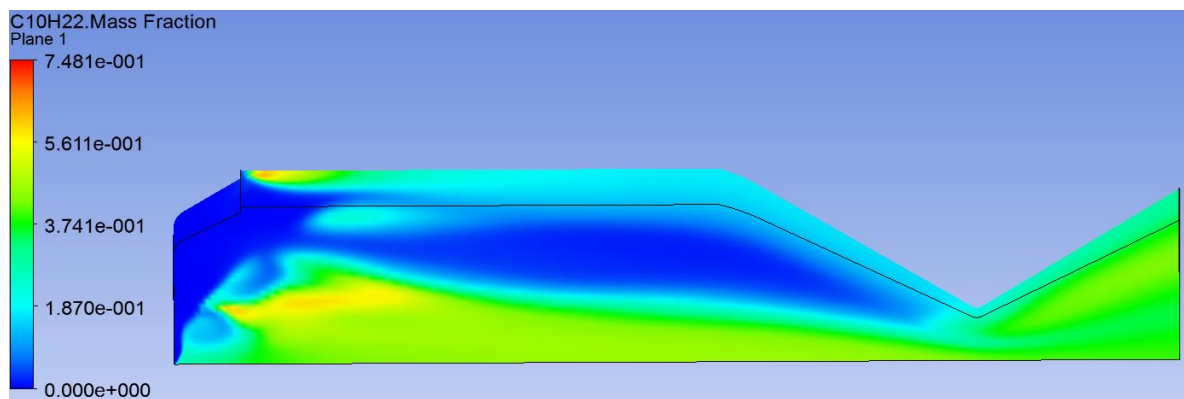


Рисунок 33. Распределение массовых долей керосина по продольному сечению КС

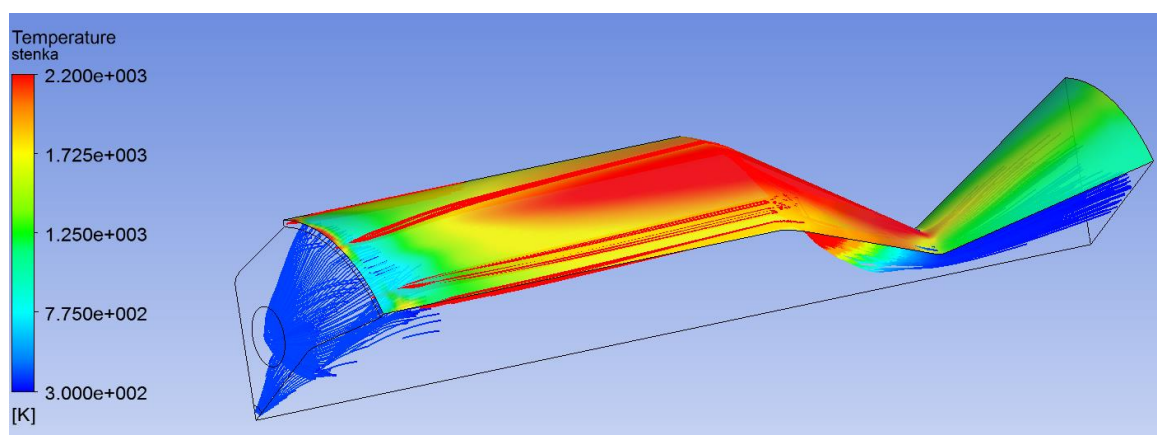


Рисунок 34. Распределение температур на стенке и траектории движения частиц жидкости (представительных)

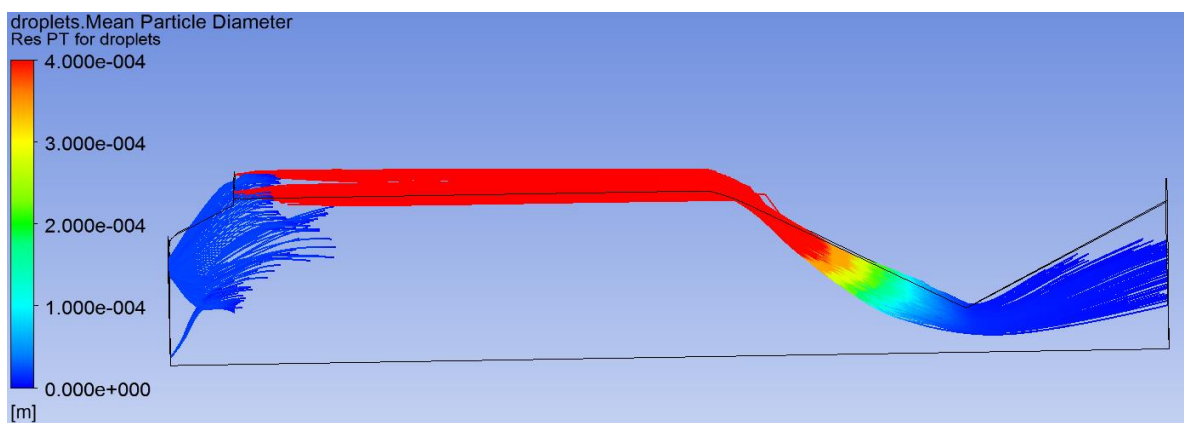


Рисунок 35. Траектории движения частиц жидкости (представительных)

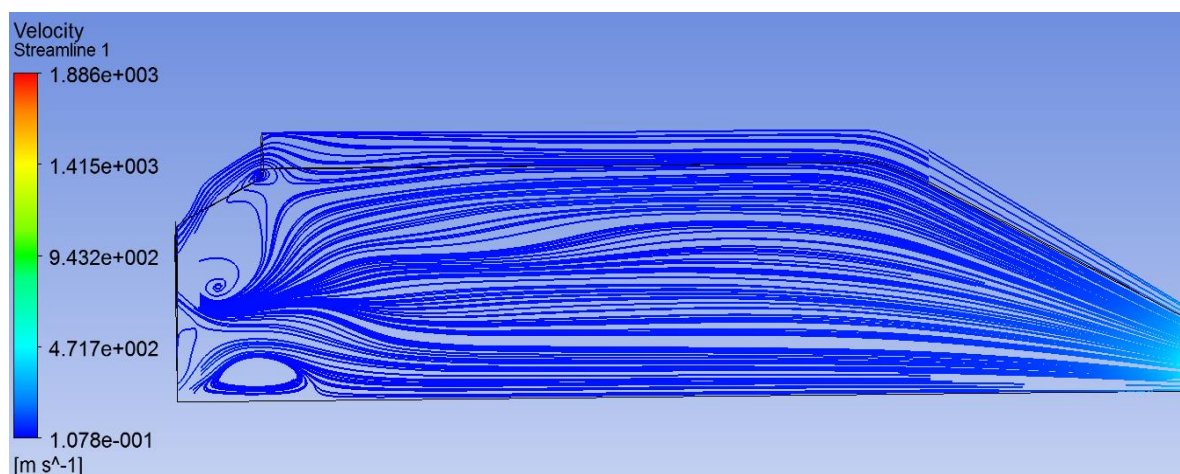


Рисунок 36. Линии тока в продольном сечении

Видно, что распределение массовых долей окислителя, горючего и температур является существенно неравномерным. Это является причиной малой полноты сгорания и, как следствие, невысоких показателей эффективности двигателя.

Распределение температур на стенке и траектории движения представительных частиц показывают точки перегрева стенки и возможные траектории жидкости. Видно, что для получения более оптимального рабочего процесса необходимо избавиться от попадания капель ядра на завесу, что позволило бы лучше перемешать поток в ядре и увеличить равномерность сгорания. Заметно влияние течения основного потока – капли приобретают закрутку потока. Кроме того, видно, что некоторое количество капель пролетает насквозь и истекает из сопла двигателя, не испарившись. Это также существенно снижает удельный импульс изделия, требуя отдельного внимания к задаче повышения полноты сгорания в КС за счет полноценного использования энергетического запаса компонента топлива, подающегося на завесу.

Важно отметить, что, по всей вероятности, неравномерности температуры стенки обуславливаются неравномерностью подачи завесы – жгутобразным течением. Необходимо также сказать, что стенка является адиабатической, и в реальном изделии температура стенки окажется гораздо ниже, однако, вероятно, неравномерности распределения температуры не изменятся.

4.1.4. Выводы и рекомендации

1. Проведенное сравнительное исследование качественных и количественных параметров рабочего процесса показало хорошую сходимость экспериментальных величин давления, расходного комплекса и полноты сгорания с полученными в результате применения предлагаемой модели рабочего процесса данными.

2. Математическое моделирование процессов в секторной части КС позволило объяснить причину низких показателей эффективности - высокие неравномерности течения в ядре потока, истечение неиспаренных капель завесного охлаждения.

3. Решение задачи оптимизации рабочего процесса в рассматриваемой КС будет связано с проектированием смесительных элементов, обеспечивающих более равномерное поле скоростей потока около огневого днища, в центре КС, а также предотвращающих попадание капель керосина на завесу. Такие элементы должны позволить организовать оптимальное смешение компонентов в ядре потока и смеси ядра с керосином завесы. Кроме того, актуальна задача подбора расхода компонента завесного охлаждения, параметров подачи (направление подачи, скорость подачи) и геометрической конфигурации устройств подачи завесы. Например, картина температур стенки была бы более равномерной, если использовать подачу завесы через сплошную щель и обеспечить такой расход компонента завесы, который одновременно защищал стенку от перегрева и позволял реализовать энергетический потенциал компонента с помощью наиболее полного испарения и смешения компонента завесы и окислителя в ядре течения.

4. Учитывая результаты численных исследований, представленных в Главе 3, можно выделить следующие общие рекомендации по разработке эффективных (по удельному импульсу) КС, которые могут быть использованы при доработке конструкции экспериментального РДМТ и создании новых образцов двигателей:

- Необходимо учитывать влияние ширины распределения капель по диаметрам. Для каждой размерности КС (и режима ввода) можно найти некоторое

распределение капель по размеру и параметры ввода компонентов, обеспечивающее наибольшее значение расходного комплекса.

- При разработке КС РДМТ с жидкостным завесным охлаждением увеличение радиальной составляющей вектора скорости может приводить к снижению полноты сгорания. В то же время, необходимо стремиться к увеличению закрутки потока и сокращению осевой компоненты скорости.

- Расход жидкого компонента на завесу должен быть оптимизирован с целью максимальной защиты стенки конструкции и полной реализации энергетического потенциала компонента топлива.

- При моделировании рабочего процесса в КС РДМТ на Ж - Г компонентах топлива моделирование распыливания жидкого компонента топлива, а также течения жидкого компонента в завесе может быть осуществлено с помощью метода Эйлера - Лагранжа. При моделировании течения допустимо пользоваться описанными в работе моделями частных физических процессов.

- При оценке качества рабочего процесса может быть осуществлен выбор между двумя моделями горения - тонкого фронта пламени и диссипации вихря.

- При моделировании течения необходимо пользоваться данными, позволяющими с допустимой точностью задавать свойства материала топлива.

4.2. Методика «сквозного» расчета при рассмотрении рабочего процесса в РДМТ

4.2.1. Описание методики

Как видно из проведенного аналитического обзора (Глава 1) существующих подходов к оценке свойств распыливания жидкостей центробежными форсунками, существует значительное количество эмпирических или полуэмпирических, численных подходов оценки качества распыливания. Однако, расчет рабочего процесса в горячей части производится сейчас в основном с помощью методов численного моделирования, что упрощает возможность оценить комбинированное влияние всех наиболее важных эффектов, кроме того позволяющее связать частные модели физических явлений (испарение, смещение, турбулизация потока, сгорание и т.д.) в одну картину. Самым сложным в таком случае становится переход от

экспериментального, численного или аналитического моделирования потока в элементах ввода топлива к расчету рабочего процесса в горячей части двигателя. Таким образом, важной является задача построения методики исследования рабочего процесса с учетом особенностей и параметров ввода топлива. Кроме того, использование центробежных форсунок как основной составляющей системы ввода жидких компонентов топлива в двигателях разного вида - РД, РДМТ, ВРД, широко распространено, поэтому исследование методики производится на их примере. В данной части исследования рассматривается методика проектирования эффективных элементов ввода топлива на основе расчета процессов подготовки топлива и последующего сгорания.

Алгоритм (методика) подобного вида должен и позволять разработчику производить оптимизационный анализ конструкции и режима в связке с параметрами рабочего процесса, и быть относительно простым для использования.

В данной работе предлагается рассматривать методику, построенную по схеме «в форсунке – при истечении из форсунки – внутри КС – при истечении из КС», где КС – камера сгорания. Предлагается делить алгоритм на 2 принципиальные части: расчет процессов в элементе впрыска топлива и расчет рабочего процесса непосредственно в КС [156].

Такой метод построения методики делает возможным оценку параметров потока от «начала» - входа жидкости/ жидкости + газа в форсунку до истечения смеси из двигателя, тем самым делая проектирование «сквозным».

Особенностью методики должна быть однозначная связь параметров на выходе из форсунки и на входе в рабочую область горячей части двигателя вместе с простотой ее применения.

Принятые допущения и предположения позволяют построить алгоритм действий для применения предлагаемых решений. Схема рассматриваемой методики показана на рисунке 37.

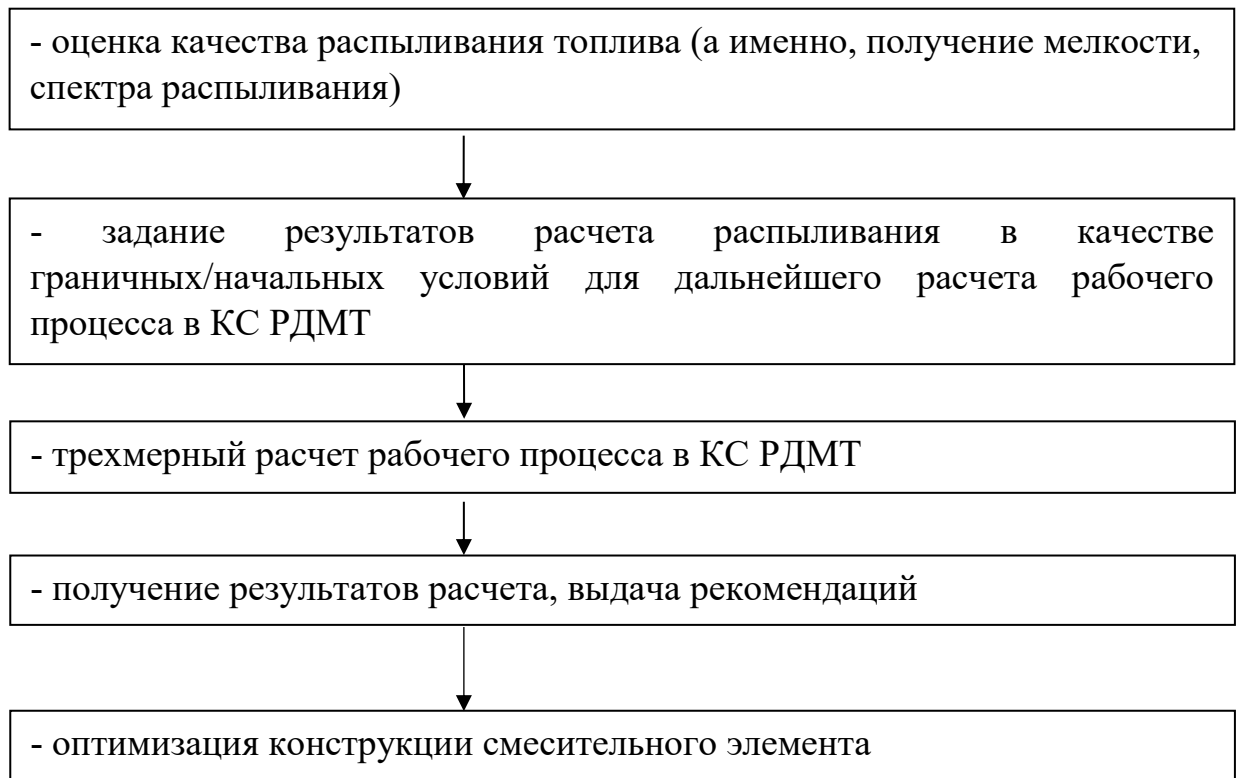


Рисунок 37. Алгоритм расчета

Рассмотрим более детально стадию оценки качества распыливания. Как известно, ее производить можно тремя способами – экспериментально, численными методами и с использованием эмпирических моделей частных процессов. Часто используется комбинация этих методов при разработке. Например, пакеты численного моделирования содержат множество эмпирических подходов моделирования физических процессов, а некоторые параметры более удобно получать с помощью эксперимента, чем моделированием.

Экспериментальное определение средних диаметров капель и распределения возможно как традиционно используемыми методами [157], так и современными, например, оптическими ([25] - Planar laser induced fluorescence (PLIF), Particle image velocimetry (PIV), Phase Doppler anemometry (PDA) и т.п.); если определение среднего диаметра, такого как средний диаметр Заутера, можно производить с использованием простой аппаратуры (например, посредством методов, описанных в [158-160]), то для нахождения распределения капель приходится производить решение обратной некорректно поставленной задачи и преодолевать связанные с этим вычислительные трудности. Такие методы

(экспериментальные) являются универсальными для любого типа центробежных (вообще говоря, и остальных типов) форсунок (одно- и двухкомпонентных, шнековых, различных геометрических характеристик и т.д.), однако могут быть трудоемкими и очень затратными.

Такие параметры, как угол факела распыливания, достаточно просто найти экспериментально, например, с использованием фотографирования во время проливов. Однако, возникают трудности, если требуется определение скорости экспериментальными методами, что приводит к необходимости применения сложных современных методов (PIV, PDA, и т.д.).

Эмпирические зависимости в настоящее время имеют широкое распространение. В основном, они направлены на определение, как считается, основного показателя мелкости распыливания для течений в «горячей части» двигателей и энергетических установок – среднего диаметра Заутера. Основной проблемой использования подобных зависимостей является их применимость, которая ограничивается исследуемым диапазоном свойств жидкости, конструкции и режима работы.

Большинство эмпирических зависимостей, к настоящему времени разработанных многими авторами [29-38], несмотря на верификацию экспериментами и постоянное увеличение границ применимости, позволяют определять только средний диаметр. Можно найти множество зависимостей, позволяющих оценивать Заутеровский средний или медианный диаметр капель для двухкомпонентных и однокомпонентных центробежных смесительных элементов. Такие формулы учитывают, обычно, свойства жидкости и газа и их относительную скорость. В целом, подобные формулы позволяют оценивать диаметры для различных конфигураций смесительных элементов.

Численное моделирование позволяет проводить исследование любой конструкции при любом режиме работы элемента ввода топлива. Известны некоторые работы по численному исследованию процесса эволюции пленки жидкости [161-163]. Главными недостатками использования численных методов являются плохая сходимость расчета, как правило, из-за двухфазности решаемой

задачи, и время расчета, которое в зависимости от расчетной сетки и выбранного метода может достигать больших значений.

Таким образом, наиболее точным и полноценным зачастую является экспериментальное получение параметров мелкости и распределения, угла распыливания и скорости истечения жидкости/газа, если это возможно. В случае отсутствия возможности провести экспериментальную оценку какого-либо параметра или группы, необходимо применять эмпирические модели или численное исследование. Кроме того, распространенным является использование комбинированных подходов, что вносит гибкость в расчетное исследование процессов. Например, пакеты численного моделирования используют множество аналитико-эмпирических моделей физических процессов, но сам расчет строится на базе численных методов. В некоторых случаях при невозможности или высокой сложности использования одного метода для определения одной или некоторой группы величин, можно воспользоваться преимуществами остальных методов. Как бы то ни было, если у исследователя/инженера не имеется ограничений по времени, материальным ресурсам, существуют трудности в использовании методов моделирования, и в распоряжении разработчика находится требуемая техническая оснащенность экспериментальной базы, изучение распыливания лучше производить экспериментальными подходами.

Рассмотрим теперь более подробно имеющиеся к настоящему моменту подходы в оценке качества распыливания двумя видами центробежных форсунок - однокомпонентными (истекает только жидкость) и двухкомпонентными (истекает и жидкая, и газообразная фаза).

Расчет распыливания однокомпонентными форсунками к настоящему времени изучен достаточно широко. В Главе 1 настоящей работы приведены как аналитические зависимости, позволяющие с достаточной степенью точности описывать параметры мелкости распыливания, так и численные подходы, модельная база которых дает возможность рассчитывать процессы как внутри форсунки, так и при истечении, а также оценивать процессы первичного, вторичного дробления капель, их слияния. Например, пакеты вычислительной

гидрогазодинамики (Ansys CFX, Ansys FLUENT, STAR-CCM+, Open FOAM и т.д.) имеют в своем функционале привлекательную на первый взгляд полуэмпирическую модель первичного дробления, созданную для моделирования смесеобразования центробежными форсунками. Это, как уже было описано в Главе 1, модель неустойчивости жидкой пленки (LISA - Linear instability sheet atomization). Модель является достаточно популярной в своей области задач, и работе с ней посвящены публикации многих авторов. Модель учитывает геометрические, расходные параметры форсунки, а также свойства жидкости, что позволяет использовать ее в рассматриваемом алгоритме. Однако, была отмечена не всегда удовлетворяющая требованиям инженера точность результатов и возможная узость применимости [164 - 167]. Кроме того, современные методы расчета спектра распыливания, основанные на перспективных подходах, например, метод максимальной энтропии, позволяют значительно увеличивать точность и уменьшать сложность оценки спектра капель. Например, в работе [167] производится экспериментальное исследование распыливания центробежными однокомпонентными форсунками - изучаются форсунки различных геометрических параметров (диаметр среза сопла, тангенциальных каналов и т.п.), режимных величин (массовый расход, давление впрыска) и свойств жидкости (плотность, поверхностное натяжение, вязкость). На основе экспериментов строится на базе метода максимальной энтропии формула функции плотности вероятности для распределения капель по диаметру. В качестве аргументов в формулу входят диаметр среза сопла форсунки, диаметр камеры закручивания, газовое число Вебера (основанное на плотности газа, относительной скорости движения струи жидкости, толщине пленки жидкости и поверхностном натяжении). Толщина пленки жидкости, соответственно, выражается через

$$t_{or} = \frac{d_{or}}{2} \left(1 - \sqrt{1 - \frac{1 * \dot{m}}{\pi d_{or}^2 U \cos(\frac{\alpha}{2}) \rho}} \right), \quad (83)$$

где U – скорость жидкости, ρ – плотность, d_{or} – диаметр сопла, $\dot{m}$ – расход жидкости, α – угол раскрытия факела струи.

Формула, разработанная в этом исследовании и позволяющая напрямую определять функцию плотности вероятности, представлена ниже:

$$\text{ФПВ}(d) = \frac{1}{(1+C_1C_2^2)} \left[\frac{1}{\kappa\Lambda_s} \frac{\nu^\nu}{\Gamma(\nu)} \left(\frac{d}{\kappa\Lambda_s} \right)^{\nu-1} \exp\left(-\nu \frac{d}{\kappa\Lambda_s}\right) + C_1 \frac{d}{\Lambda_s^2} \exp\left(-\nu \frac{d}{C_2\Lambda_s}\right) \right], \quad (84)$$

где
$$\nu = 0.4867We_g^{0.2068} \left(\frac{d_{or}}{t_{or}} \right)^{0.404}, \quad (85)$$

$$\kappa = 0.00549 \left(\frac{\Lambda_s}{d_{sc}} \right)^{-0.7211}, \quad (86)$$

$$C_1 = 79.299 \left(\frac{\Lambda_s}{d_{sc}} \right)^{0.7274}, \quad (87)$$

$$C_2 = 0.016 \left(\frac{\Lambda_s}{d_{sc}} \right)^{-0.5362}, \quad (88)$$

здесь We_g - газовое число Вебера, Λ_s – длина волны дестабилизирующей неустойчивости, d_{sc} – диаметр камеры закручивания.

Таким образом, неизвестными остаются скорость истечения жидкости из форсунки и угол распыливания. Эти величины могут быть найдены с использованием численного моделирования, экспериментально, либо с помощью теории центробежной форсунки.

Необходимо отметить, что полезная методика прямого определения распределения диаметров капель и средних диаметров была предложена в книге [44]. Этот подход базируется на приближении распределения формой функции спектра Росина-Раммлера, поэтому главной задачей при использовании этого способа является определение постоянной размера и постоянной распределения. Подход является достаточно удобным, и учитывает как свойства жидкости и газа (обдувающего центробежную струю жидкости), так и параметры геометрии форсунки. Однако, применимость подхода лежит, в основном, в области коротковолнового типа распыливания, и с этой точки зрения рассмотренная корреляция (84) смотрится преимущественно за счет отсутствия привязки к распределению Росина-Раммлера, своей простоты, а также широких перспектив ММЭ, на котором базируется функция.

Использование экспериментального подхода для определения этих параметров сводится в случае угла распыливания к простому фотографированию

струи и геометрическому измерению угла. В случае же скорости, могут потребоваться современные оптические методы - PIV (particle image velocimetry), PDA (phase Doppler anemometry) и т.п. Ее также можно найти через приближение теории центробежной форсунки, однако необходимо помнить про не всегда достаточную точность зависимостей, которые основываются на этом подходе.

Более преимущественно выглядит численная оценка течения. Несмотря на недостатки - сходимость и время расчета, с помощью подходов, имплементированных в пакетах численного моделирования, например, метод объема жидкости, подход Эйлера-Лагранжа и т.д., вполне можно добиться решения вопроса определения угла распыливания и скорости струи. Кроме того, необходимо отметить, что, например, классический подход моделирования многофазной смеси Эйлер-Эйлер позволяет (без применения метода объема жидкости - свободной поверхности) определить лишь эти две характеристики распыливания (вместе с качественной оценкой потока). В таком случае потребуется применение эмпирических зависимостей или других подходов расчета двухфазных течений, чтобы получить более полную информацию о процессе.

4.2.2. Однокомпонентные жидкостные центробежные форсунки

Представленная выше формула (84) значительно упрощает процесс анализа параметров распыливания, но ее применение ограничено экспериментальной областью варьирования параметров. В эту область включаются, к сожалению, только режимы впрыска, соответствующие виду неустойчивости, который называется «коротковолновым». Соответственно, критическая оценка метода неустойчивости жидкой пленки (LISA) подходит в основном «коротковолновому» виду, а для «длинноволнового» вида впрыска может быть уместным использовать этот подход (требует более полного изучения работы модели). Что касается двигателей, используемых в аэрокосмической отрасли, в основном, их форсунки и режим распыливания соответствуют «коротковолновому» виду. В случае же «длинноволнового» режима придется прибегнуть к эмпирическим формулам, методам численного моделирования или экспериментальным типам исследования. Таким образом, можно обобщить рекомендации по оценке процесса распыливания

центробежными гидравлическими форсунками. Схема расчета качества распыливания для однокомпонентных центробежных форсунок представлена на рисунке 38.

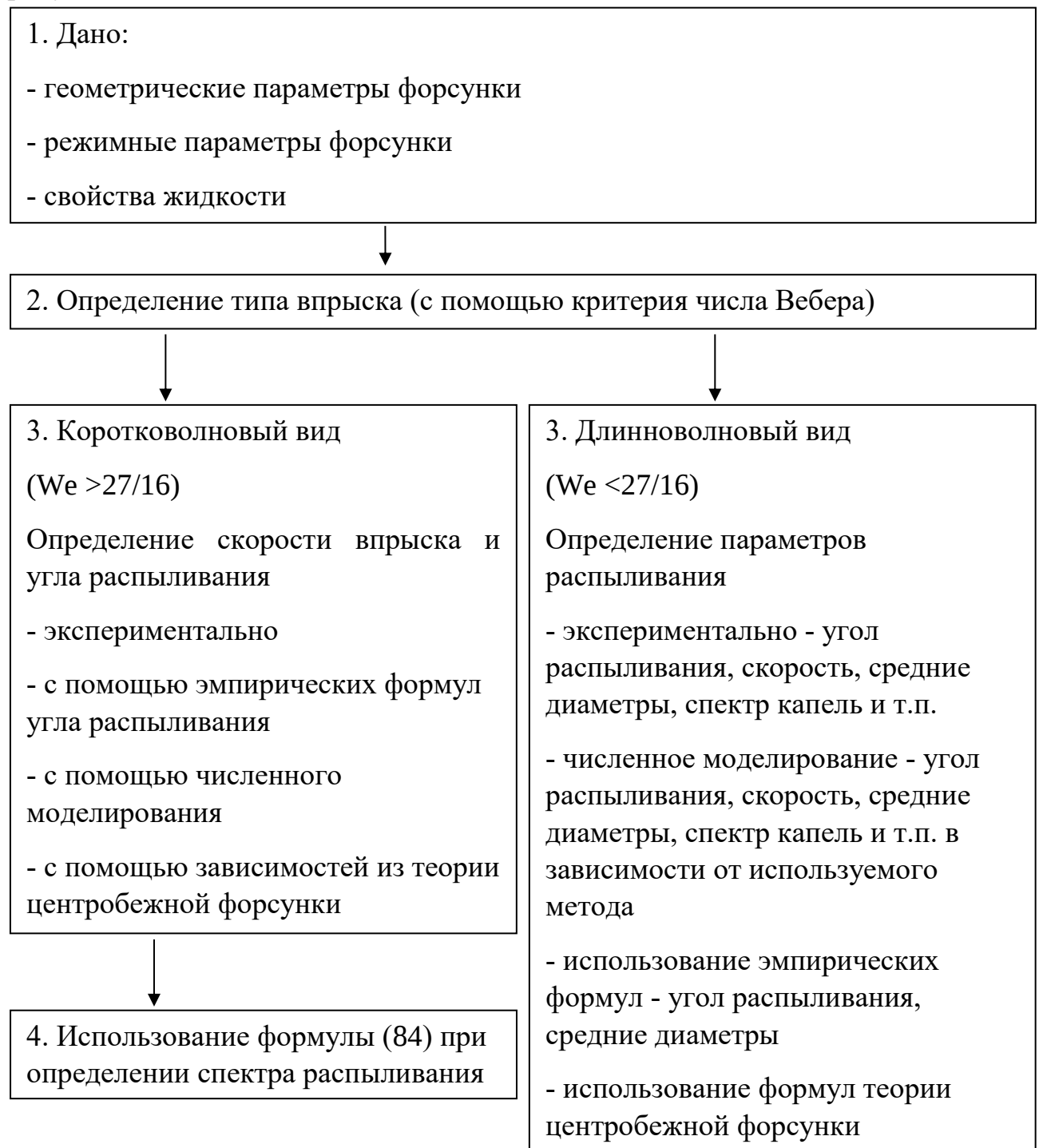


Рисунок 38. Схема методики для случая однокомпонентных центробежных форсунок

Выбор в качестве критерия сортировки на «длинноволновый» и «коротковолновый» режимы числа Вебера оправдан, так как оно используется только для разделения режимов. При расчете мелкости распыливания в формуле

(84) и подходах, используемых при оценке качества распыливания, производится учет вязкости.

Таким образом, удастся получить все необходимые параметры, требуемые для задания в качестве граничных условий входа в расчетную область горячей части двигателей и тепловых установок.

4.2.3. Двухфазные центробежные форсунки

Двухкомпонентные центробежные форсунки весьма широко распространены в аэрокосмической технике. Их применение обусловлено возможностью образования мелкодисперсной струи жидкости при относительно небольших расходах газа (окислителя), который, кроме вклада в процесс смесеобразования и распыливания капель топлива, участвует в реакциях горения. Выгода от использования форсунок такого вида ясна. Конструктивно такие системы могут иметь различные конфигурации - с истечением жидкости по центру, а газа по периферии, закруткой жидкости в периферии форсунки и истечением газообразного компонента из центра форсунки, двухкаскадные конфигурации форсунок, ступенчатые (последовательные ступени горючего и окислителя), с различным количеством тангенциальных подводов газа или жидкости, с клинообразным подводом газа и т.п.

К сожалению, для двухкомпонентных форсунок, с учетом их разнообразия и большого количества параметров варьирования (по сравнению с гидравлическими однокомпонентными), еще не было предложено способа непосредственного нахождения распределения (спектра) диаметров капель. Существуют только эмпирические корреляции, созданные для распространенных случаев [25, 26, 27, 39, 40, 44, 80], а также большое количество работ по численному и экспериментальному определению параметров. Как бы то ни было, эмпирические методики, созданные как с целью определения средних диаметров, так и для определения угла распыливания, скорости впрыска и т.п., не могут охватить всех необходимых для задания входных граничных условий параметров. Поэтому предлагается пользоваться либо комбинированной схемой изучения качества распыливания, т.е. использовать методы численного моделирования, или

применять экспериментальные способы исследования. Что касается экспериментальных методов, ситуация осложняется тем, что точное определение средних диаметров капель в конкретной области является очень трудной задачей из-за процессов горения, которые происходят в трехмерной области. Оценка же спектра или средних диаметров по проливкам может быть полезна, но необходимо учитывать то, что при высокой температуре, быстро меняющейся плотности окружающего потока и горении паров горючего измеренные параметры могут изменять величины. Для того, чтобы избежать этого в процессе эксперимента, может потребоваться усложнение системы измерений и самого испытательного блока (вместе с конструкцией). Например, применяют сапфировые стекла в качестве стенок КС, которые позволяют испытывать изделие при высокой температуре рабочего процесса. Все это ведет к удорожанию НИОКР и может привести к дополнительным сложностям. Поэтому, применение численных методов в таких случаях становится предпочтительным. Схема расчета будет представлять собой алгоритм, представленный на рисунке 39. Это позволяет получить величины параметров, необходимых для задания в роли граничных условий на вход в расчетную область для численного моделирования рабочего процесса.

Еще одной частью методики является последующая последовательная оптимизация конструкции смесительного элемента и режима подачи топлива на основе проведенного численного моделирования рабочего процесса. Это можно назвать работой с параметрами обратной задачи. Алгоритм выглядит следующим образом: по полученным в ходе оптимизации рабочего процесса критериям качества распыливания, использование которых дает наибольшую полноту сгорания, происходит переход к параметрам ввода топлива (режимным) и параметрам геометрии элемента ввода топлива (геометрическим). Эти параметры оптимизируются и проектируется новое устройство впрыска. Далее проводится решающий поверочный расчет или экспериментальное исследование рабочего процесса с новым смесительным элементом.



Рисунок 39. Схема расчета для случая газожидкостных центробежных форсунок.

4.2.4. Описание методики на примере использования

Рассмотрим пример использования методики в целях проектирования элемента ввода топлива РДМТ на топливе высококонцентрированная перекись водорода (ВПВ) и керосин, который мог бы обеспечить наибольшую полноту сгорания при фиксированных геометрических и режимных параметрах двигателя.

Подача горючего в область смешения, испарения и горения производится с помощью гидравлической однофазной керосиновой форсунки, которая находится в сечении огневого днища КС. Реальные изделия, использующие ВПВ в роли окислителя, устроены таким образом, что перекись водорода, проходя через каталитический элемент в смесительной головке, подается в КС в разложенном виде – на H_2O и O_2 . Кислород затем вступает в реакции с керосином, происходит выделение энергии. В данном исследовательском примере для упрощения расчета и улучшения наглядности принимается, что окислитель подается в разложенном состоянии – пары H_2O и O_2 вводятся в расчетную область через огневое днище. Известно, что ни один катализаторный пакет не обеспечивает 100% разложения перекиси водорода, и этот эффект может быть учтен при расчете. Разложенные компоненты подаются в расчетную область в соотношении 0,3 части O_2 и 0,7 частей H_2O . Расход керосина и H_2O_2 соответственно составляет 0,0077519 кг/с и 0,0602481 кг/с. Устройство впрыска керосина (форсунка) расположена в сечении огневого днища, на оси КС. В данном исследовании рассматривается конструкция с одной форсункой керосина по центру и спутным вводом окислителя.

На первой стадии задаются геометрические, режимные параметры устройства впрыска (форсунки). В данном случае рассматривается разработанная по теории центробежной форсунки однокомпонентная форсунка керосина. Вид форсунки показан на рисунке 40.

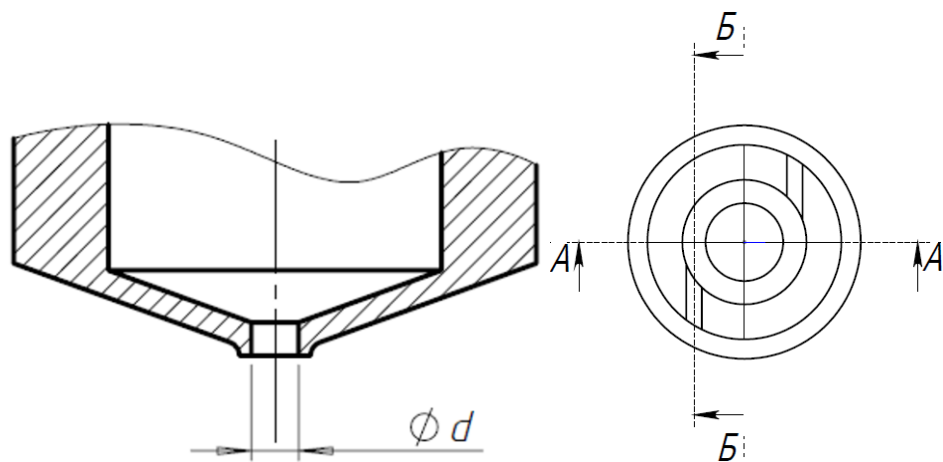


Рисунок 40 а. Вид форсунки. Диаметр среза сопла 1 мм.

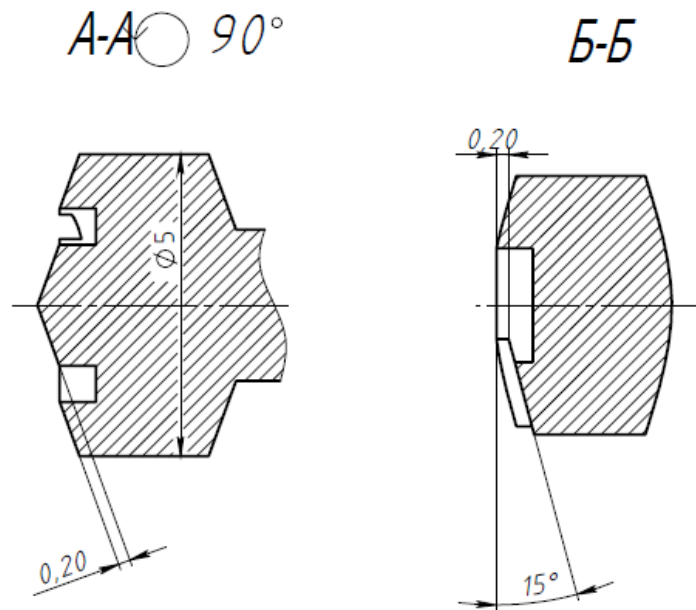


Рисунок 40 б. Вид форсунки.

На второй/третьей стадии требуется определить, какому режиму ввода керосина соответствует смесеобразование в исследуемом случае. Обнаружено, что $We > 27/16$, поэтому режим неустойчивости будет «коротковолновым», что ведет к использованию формулы (84), которая определяет функцию плотности вероятности. Однако, для ее применения необходимо одним из предложенных выше способов найти угол распыливания и абсолютную скорость ввода жидкости. В данной работе выбран метод численного определения этих параметров. В результате численного моделирования определяются гидравлические характеристики форсунки: угол конуса распыла и абсолютная скорость жидкости на срезе сопла форсунки. Пример результатов моделирования течения в центробежной форсунке представлен на рисунках 41 и 42.

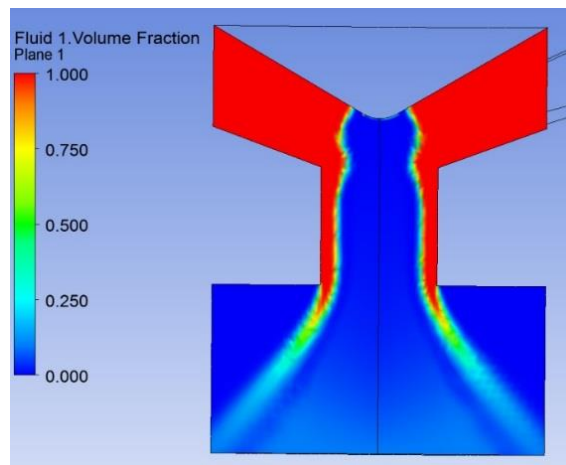


Рисунок 41. Результат моделирования истечения жидкости из разработанной форсунки. Красным – рассматриваемая жидкость (для данной работы – керосин), синим – газ.

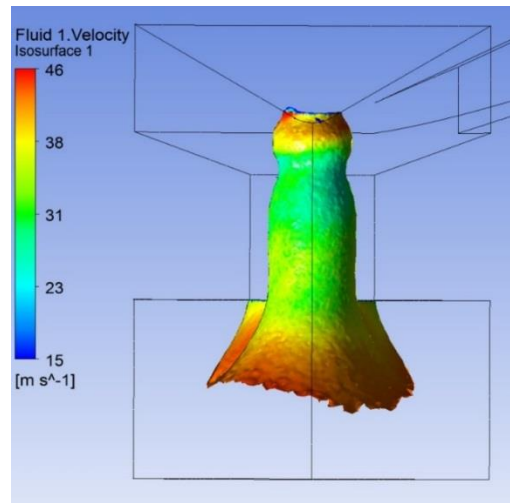


Рисунок 42. Скорость на изоповерхности жидкой фазы (керосина), истекающей из смесительного элемента – центробежной форсунки.

На четвертой стадии оценивается дисперсность распыла жидкости форсункой. Для этого по данным, полученным из расчета течения в форсунке, рассчитывается распределение капель по диаметрам с помощью формулы плотности вероятности (84). Из известной функции плотности вероятности можно с легкостью перейти к функции распределения. В свою очередь, функцию распределения можно задавать как граничное условие дискретным способом или с помощью уже известных видов распределения. В таком случае необходимо подобрать такой вид одного из известных распределений (Нукияма-Танасава, Росина-Раммлера, логнормальное, основанные на бета- и гамма-функции распределения) таким образом, чтобы качественно и количественно оно соответствовало рассчитанному с помощью предложенной методики спектру. Рекомендуется использовать в инженерных работах распределение Росина-Раммлера, как наиболее полно в сочетании с простотой (мало параметров) описывающего распыленную жидкость. Вид функции плотности вероятности, рассчитанной по формуле (84), показан на рисунке 43.

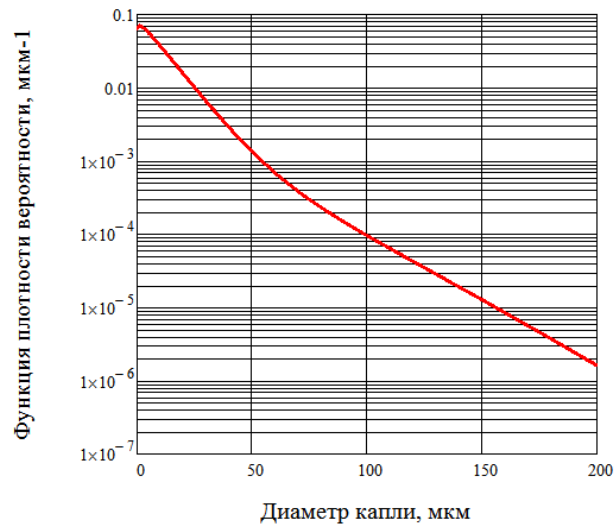


Рисунок 43. Функция плотности вероятности распределения капель по диаметру впрыскиваемого компонента топлива (керосина), рассчитанная по формуле (84) из работы [164].

На завершающей стадии производится расчет процессов в КС двигателя в трехмерной постановке. В роли граничных условий задается давление на выходе из сопла, расход компонентов топлива, спектр распределения капель по диаметрам, угол конуса распыла и скорость впрыска капель (найденные из расчета течения в форсунке и распада жидкой пленки на второй/третьей стадии) на входе в КС.

В случае, если результат моделирования показывает малую полноту сгорания, то проводится оптимизация смесительного элемента, при которой последовательно решаются обратные задачи.

Из последовательных трехмерных расчетов находятся: оптимальное распределение капель по диаметрам, угол распыла, скорости впрыска капель, обеспечивающие максимальную полноту сгорания.

Во-вторых, для данного исследования, по формуле (84) из работы [164] рассчитываются диаметр сопла и камеры закручивания форсунки, и коэффициент расхода, соответствующий оптимальному распределению.

Далее проводится поверочный расчет течения в форсунке в трехмерной постановке или экспериментальное исследование с найденными геометрическими и гидравлическими параметрами. По необходимости изменяются геометрические характеристики по методикам теории центробежной форсунки с учетом

обеспечения нужного угла распыливания, скорости и коэффициента расхода. На рисунках 44-47 показаны результаты расчета рабочего процесса в РД до и после оптимизации смесительного элемента.

В результате оптимизации, кроме качественного улучшения рабочего процесса (равномерности), была решена задача повышения полноты сгорания.

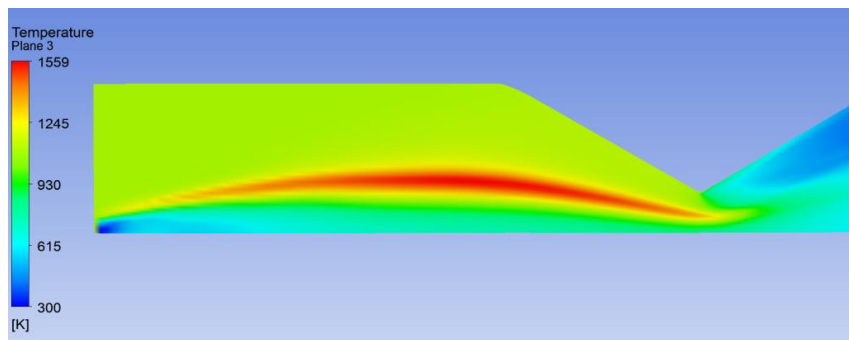


Рисунок 44. Пример результатов моделирования внутрикамерных процессов. Распределение температур (К) по профилю КС двигателя до оптимизации смесительного элемента.

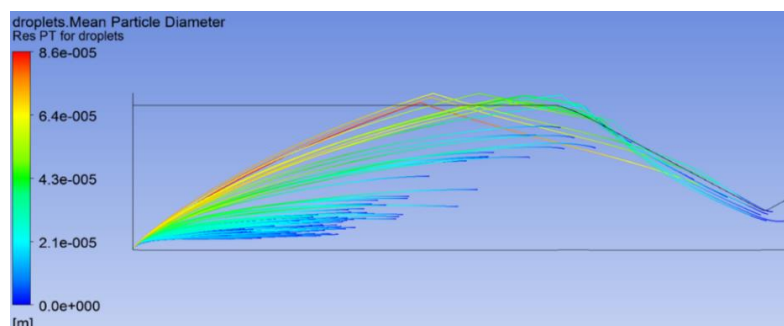


Рисунок 45. Пример результатов моделирования внутрикамерных процессов. Траектории капель впрыскиваемого космопента топлива (керосина) до оптимизации смесительного элемента.

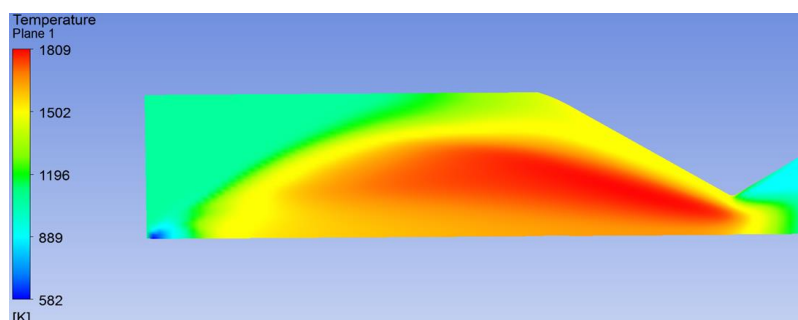


Рисунок 46. Пример результатов моделирования внутрикамерных процессов. Распределение температур (К) по профилю КС двигателя после оптимизации смесительного элемента.

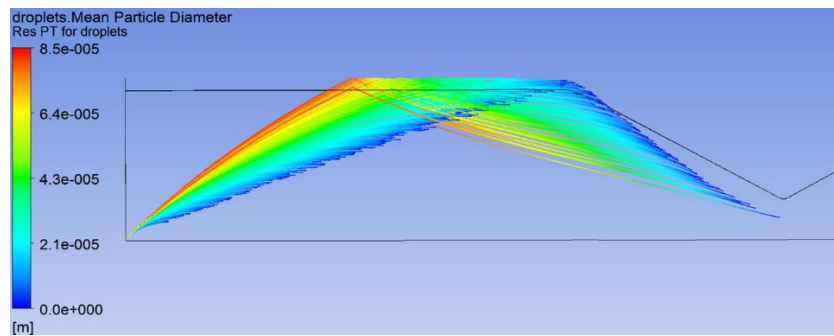


Рисунок 47. Пример результатов моделирования внутрикамерных процессов. Траектории капель впрыскиваемого компонента топлива (керосина) после оптимизации смесительного элемента.

4.2.5. Вопросы верификации и дальнейшего развития методики

Методика требует проработанной верификации с помощью экспериментальных методов. Однако, необходимо упомянуть о проблемах, с которыми можно столкнуться.

Это, во-первых, некоторое количество экспериментальной и расчетной работы при создании «идеального» смесительного элемента, который, по предположению разработчика, является оптимальным с точки зрения предлагаемой методики.

Во-вторых, иногда, это ограничения экспериментальных стендов – в некоторых случаях требуется мощная доработка стендов – с учетом современных методов экспериментальной оценки параметров.

В-третьих, дополнительные верификационные работы могут потребоваться при оценке систем с более сложными типами элементов ввода компонентов топлива в «горячую» часть двигателя.

Относительно дальнейшего развития методики, ожидаемым вектором улучшения должны стать следующие моменты.

Во-первых, необходимо разработать и верифицировать подход (корреляцию) позволяющую получать спектр капель по диаметрам для центробежных газожидкостных форсунок, причем различных типов. Этот метод должен учитывать широкое варьирование режимов и свойств компонентов, геометрических параметров форсунок, а также иметь возможность (за счет

геометрических параметров и свойств топлива, входящих в зависимость ФПВ), с легкостью переходить к оптимизированию конструкции и режима. Такой подход позволил бы сделать проектирование двухфазных форсунок гораздо более простым за счет однозначной возможности параметризации и оптимизации.

Во-вторых, требуется более широкая параметризованная оценка влияния входных параметров на полноту сгорания топлива, например, необходимо оценить, насколько велико влияние угла подачи компонента завесы, размера щели, вида элемента подачи завесного охлаждения в случае охлаждения стенок.

В-третьих, важно провести дополнительную оценку влияния различных геометрических параметров КС – от цилиндрических с различным соотношением длина/диаметр до конусообразных.

Дальнейшее улучшение методики должно рассматривать не только эффективность рабочего процесса с точки зрения удельного импульса (расходного комплекса, полноты сгорания), а также учитывать тепловое состояние стенок изделия. Это требует большего количества расчетных и экспериментальных исследований для проведения верификации, чем могло бы понадобиться для проверки методики, учитывающей только энергетическую эффективность процессов.

Развитие методики должно также быть направлено на распространение ее применимости к другим типам форсунок (кроме центробежных), например, струйных, струйно-центробежных и т.д.; однако, это требует использования имеющейся и создания достаточной расчетно-теоретической, экспериментальной базы исследований. Предложенные перспективы развития методики, как бы то ни было, испытывают необходимость в проработке, что ведет к большому количеству требуемых временных, трудовых, финансовых ресурсов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Проведен обзор современного состояния расчетных методов определения качества смесеобразования. Выявлено, что большинство эмпирических моделей предлагают лишь определение мелкости распыливания. Полноценный анализ качества распыливания может быть произведен с использованием экспериментальных, численных или комбинированных методов. В некоторых случаях предлагается использовать зависимости на базе методов определения спектра размеров капель (например, ММЭ).

2. Разработана и верифицирована математическая модель рабочего процесса в КС РДМТ с использованием пары топлива жидкий керосин – газообразный кислород в 3D постановке с учетом явлений турбулентного переноса параметров течения, а также особенностей сгорания компонентов смеси. Модель учитывает изменение режимов подачи топлива, форму смесительной головки, форму КС, форму сопла, а также теплофизические свойства топлива, параметры подачи завесного охлаждения.

3. Разработана и верифицирована методика моделирования распыливания жидкого компонента топлива и завесного охлаждения жидким компонентом с использованием подхода Лагранжа-Эйлера.

4. Предложена и расчетным методом протестирована общая методика «сквозного» проектирования, учитывающая конфигурацию смесительного элемента, режим подачи компонентов, форму КС и сопла. Методика позволяет производить оптимизацию рабочего процесса в двигателе и форсунки (смесительного элемента) с целью достижения наибольшей эффективности работы двигателя. Применимость методики может быть расширена до любых видов элементов ввода компонентов топлива в силу ее развития.

5. Для проектирования РД с однокомпонентными жидкостными форсунками в случае $We > 27/16$ предлагается использовать формулу (84), (Tratnig, Brenn). Для форсунок с $We < 27/16$, а также газожидкостных форсунок различных конфигураций предлагается использовать подходы комбинированных видов.

6. По результатам численного исследования рабочего процесса на примере экспериментального РДМТ выявлено:

- Оптимизация параметров ввода топлива может значительно улучшить рабочий процесс в двигателе и увеличить эффективность работы РДМТ.
- Для каждой формы и размеров КС существует распределение капель по диаметру, позволяющее получить наиболее оптимальный с точки зрения полноты сгорания рабочий процесс в двигателе.
- Максимум расходного комплекса приходится на широкие виды распределения капель по размерам.
- Увеличение осевой компоненты скорости приводит к уменьшению расходного комплекса. Увеличение тангенциальной компоненты скорости относительно осевой позволяет достичь увеличения расходного комплекса. Увеличение же радиальной компоненты скорости относительно осевой в случае без завесного охлаждения приводит к увеличению полноты сгорания, а в случае с завесой – уменьшению полноты сгорания.
- Увеличение среднего диаметра Заутера капель в ядре приводит сначала к росту показателей рабочего процесса (в некоторых случаях незначительно), а в дальнейшем - снижению эффективности.
- Увеличение диаметра капель завесы в постановке Эйлер – Лагранжа и скорости подачи жидкости на завесу при использовании описанных подходов слабо влияет на эффективность рабочего процесса.
- Полученные результаты позволяют выявить требования к смесительным элементам, форме КС, режиму работы при заданных параметрах эффективности рабочего процесса.

7. Полученные выводы по организации рабочего процесса в рассматриваемой КС могут быть применены в качестве рекомендаций при разработке и других РДМТ, имеющих подобную размерность, конфигурацию системы смесеобразования и близкие к исследованным режимы работы.

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ

ЛА – летательный аппарат

СУ - система управления

РД МТ - ракетный двигатель малой тяги

ПС - продукты сгорания

КС - камера сгорания

КТ - компоненты топлива

ЖРД - жидкостной ракетный двигатель

ММЭ - метод максимальной энтропии

PDA - Phase doppler anemometry (метод фазовой доплеровской анемометрии)

PIV - Particle image velocimetry (метод измерения полей скорости в выбранном сечении)

PLIF - Planar laser induced fluorescence (метод измерения параметров течения в срезе с помощью лазерной флуоресценции потока)

НИОКР - Научно-исследовательские опытно-конструкторские работы

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Козлов, А.А. Жидкостные ракетные двигатели малой тяги [Текст] / А.А. Козлов, А.Г.Воробьев, И.Н.Боровик. М.: Издательство МАИ, 2013. – 208 с.
2. Алемасов, В.Е. Теория ракетных двигателей / В.Е.Алемасов, А.Ф.Дрегаллин, А.П.Тишин [Текст] / Под ред. В.П.Глушко. - М.: «Машиностроение», 1980. – 533 с.
3. Основы теории и расчета жидкостных ракетных двигателей [Текст] / А. П. Васильев, В. М. Кудрявцев, В. А. Кузнецов и др. / Учебник для вузов. Изд. 2-е, исп. и доп. под ред. В. М. Кудрявцева. - М.: Высшая школа, 1993. – 368 с.
4. Рабочие процессы в жидкостном ракетном двигателе и их моделирование / В. Е. Лебединский, Г. П. Калмыков, С. В. Мосолов и др. под ред. академика РАН А. С. Коротеева. - М.: Машиностроение, 2008. - 512 с.
5. Лапицкий, В.И. Математическое моделирование и экспериментальное исследование характеристик камеры сгорания жидкостного ракетного двигателя малой тяги на метане и кислороде: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05. / Лапицкий Владимир Иванович. – М., 2006. – 163 с.
6. Ягодников, Д.А. Расчетные исследования по оптимизации схемы и параметров подачи компонентов топлива в камеру сгорания РДМТ на топливе газообразный кислород – этанол [Текст]/ Д.А Ягодников, А.В. Новиков, Ю.В. Антонов// Вестник МГТУ им. Баумана. Сер. «Машиностроение». Спец. выпуск «Энергетическое и транспортное машиностроение». – 2011. – С. 5-13.
7. Ягодников, Д.А. Расчетные исследования рабочего процесса в камере сгорания ракетного двигателя малой тяги на газообразном топливе кислород – водород [Текст]/ Д.А Ягодников, Ю.В. Антонов, А.В. Кочанов // Там же. – С. 29-38.
8. Ягодников, Д. А. Математическое моделирование испарения и горения капель керосина в камере сгорания жидкостного ракетного двигателя с использованием плотности распределения вероятности [Текст] / Д.А. Ягодников, Ж. Бенуа // 2307-0595, Инженерный вестник, Сентябрь, №09, 2014.

9. Ворожеева, О.А. Математическая модель и расчетные исследования теплового состояния стенки камеры сгорания РДМТ на газообразном топливе кислород-метан в импульсном режиме работы [Текст]/ О.А. Ворожеева, Д.А. Ягодников // Известия высших учебных заведений. Сер. «Машиностроение». – 2013г. – №7. – С.11-20
10. Ваулин, С.Д. Исследование энергоэффективности в ракетных двигателях малой тяги на двухфазных компонентах топлива [Текст] /С.Д.Ваулин, В.Л.Салич, В.И.Феофилактов // Вестник ЮУрГУ.Серия «Энергетика». -2011. - №34(251). – С.81-85.
11. Ваулин, С.Д. Методика проектирования высокоэффективных ракетных двигателей малой тяги на основе численного моделирования внутрикамерных процессов [Текст] / С.Д.Ваулин, В.Л.Салич // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение», выпуск 19. – 2012. – №12. – С. 43- 50
12. Салич, В.Л. Исследование процессов смесеобразования применительно к ЖРДМТ тягой 10...15Н[Текст] / В.Л.Салич, Е.В.Семкин // Вестник Самарского гос. аэрокосм. ун-та им. акад. С.П. Королева. – 2011. – №3(27). – С.112-119.
13. Салич, В.Л. Численное моделирование внутрикамерных процессов в ракетных двигателях малой тяги[Текст] / В.Л.Салич // Вестник Самарского гос. аэрокосм. ун-та им. акад. С.П. Королева. – 2011. – №3(27). – С.120-125.
14. Чудина Ю.С. Рабочие процессы в ракетном двигателе малой тяги на газообразных компонентах топлива кислород и метан: дис. ... канд. тех. наук: 05.07.05. / Чудина Юлия Сергеевна. - М., 2014. – 167 с.
15. Богачева Д.Ю. Моделирование внутреннего (завесного) охлаждения ракетного двигателя малой тяги на экологически чистых газообразных компонентах топлива: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05. / Богачева Дарья Юрьевна. – М., 2014. – 139 с.
16. Воробьев, А. Г. Анализ нестационарного теплового состояния ЖРД малой тяги с топливом высококонцентрированная перекись водорода - керосин с учётом завесного охлаждения. [Текст] / А.Г. Воробьев, И. Н. Боровик, С. Ха // Вестник

Самарского государственного аэрокосмического университета - № 1(43) – 2014 г.

17. Воробьев, А.Г. Разработка жидкостного ракетного двигателя малой тяги, работающего на перекиси водорода и керосине [Текст] / А.Г. Воробьев, И.Н. Боровик, С. Ха // Вестн. Сиб. ГАУ им. М.Ф. Решетнева. 2011 - №4 (37) - с. 121-126.
18. Воробьев, А. Г. Анализ стационарного теплового состояния ЖРД малой тяги с топливом высококонцентрированная перекись водорода–керосин с учётом впрыскивания, испарения и сгорания жидкостных капель топлив. [Текст] / А.Г. Воробьев, И. Н. Боровик, С. Ха. // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета - № 1(43) - 2014 г.
19. Продукция НИИМаш [Электронный ресурс]. / URL: http://www.niimashspace.ru/files/2016/Raket_dvig_maloy_tyagi.pdf (дата обращения: 6.03.2017г.)
20. Кутуев, Р.Х. Разработка перспективных РДМТ на экологически чистых топливных композициях [Текст] / Р.Х.Кутуев, И.Н.Лебедев, В.Л.Салич // Вестник Самарского гос. аэрокосм. ун-та им. акад. С.П. Королева. – 2009. – №3(19), ч.3. – С.101-108.
21. Агеенко, Ю. И. Основные достижения в ракетных двигателях малой тяги разработки конструкторского бюро химического машиностроения им. А.М. Исаева [Текст] / Ю.И. Агеенко, И. В. Пегин, И.Г. Панин, И.А. Смирнов. // Двигатель - № 2 (92) -2014.
22. Агеенко, Ю. И. Исследование параметров смесеобразования и методический подход к расчетам и проектированию ЖРДМТ со струйно - центробежной схемой смешения компонентов АТ и НДМГ на стенке камеры сгорания. / Ю.И. Агеенко // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета - № 3 (19) - 2009 г.
23. Агеенко, Ю.И. Экспериментальное исследование возможности повышения эффективности жидкостного ракетного двигателя тягой 400 н с дефлекторно-центробежной схемой смешения // Ю.И. Агеенко, И.В. Пегин, Е.А. Шаламов,

- Р.В. Ильин. // Вестник Московского авиационного института – 2013 г. - т. 20. № 1. - с. 71-78.
24. Продукция ТМКБ «Союз» [Электронный ресурс] // URL: <http://www.tmkb-soyuz.ru/31> (дата обращения: 6.03.2017г.).
 25. Ashgriz, N. Handbook of atomization and sprays/N. Ashgriz. Springer, 2011, 935 p.
 26. Лефевр, А. Процессы в камерах сгорания ГТД/ А. Лефевр / под ред. д-ра техн. наук, проф. В. Е. Дорошенко - М.: Мир, 1986 - 566 с.
 27. A. H. Lefebvre. Atomization and Sprays. Hemisphere Publishing Corporation. 1989, 434 p.
 28. Rosin, P. and Rammler, E., The Laws Governing the Fineness of Powdered Coal, J. Inst. Fuel, Vol.7, No. 31, pp.29-36, 1933
 29. X. Li, R. Tankin, Droplet size distribution: A derivation of a Nukiyama – Tanasawa type distribution function. Combust. Sci. Technol. 56 (1987) 65–76.
 30. Wang, X. F., and Lefebvre, A. H., Atomization Performance of Pressure Swirl Nozzles, AIAA Paper, 1986
 31. Kennedy, J. B., High Weber Number SMD Correlations for Pressure Atomizers, ASME Paper 85-GT-37, 1985
 32. Lefebvre, Arthur, Gas Turbine Combustion, Taylor & Francis, Boca Raton, 1998.
 33. Radcliffe, A., Fuel Injection, High Speed Aerodynamics and Jet Propulsion, Vol. X1, Sect. D, Princeton University Press, Princeton, N. J., 1960.
 34. Jasuja, A. K., Atomization of Crude and Residual Fuel Oils, ASME J. Eng. Power, Vol. 101, No. 2, 1979, pp. 250–258.
 35. Babu, K. R., Narasimhan, M. V., and Narayanaswamy, K., Prediction of Mean Drop Size of Fuel Sprays from Swirl Spray Atomizers, Proceedings of the 2nd International Conference on Liquid Atomization and Sprays, Madison, 1982, pp. 99–106.
 36. Orzechowski, A., Liquid Atomization, WNT, Warsaw, 1976 (in Polish)
 37. Khavkin, Y. I., Theory and Practice of Swirl Atomizers, Taylor & Francis, New York, 2004.

38. Nonnenmacher, S., and Piesche, M., Design of Hollow Cone Pressure Swirl Nozzles to Atomize Newtonian Fluids, *Chemical Engineering Science*, Vol. 55, 2000, pp. 4339–4348.
39. Дитякин, Ю.Ф. Распыливание жидкостей/ Ю.Ф. Дитякин, Л.А. Клячко, Б.В. Новиков и др. / М.: Машиностроение, 1977. – 208 с.
40. Lefebvre, A. H., Energy Considerations in Twin-Fluid Atomization, *ASME Paper*, Vol. 114, GTP000089, 1992, pp. 89–96.
41. Barreras, F., and Eduardo, L., Experimental Characterization of Industrial Twin-Fluid Atomizers, *Atomization Sprays J. Inst. Liq. Atomization Spray Syst*, Vol. 16, No. 2, 2006, pp. 127–145.
42. Rizkalla, A., and Lefebvre, A. H., The Influence of Air and Liquid Properties on Air Blast Atomization, *ASME J. Fluids Eng.*, Vol. 97, No. 3, 1975, pp. 316–320.
43. El-Shanawani, S. D., Sojka, P. E., and Lefebvre, A. H., Effervescent Atomization, *Prog. Energy Combust.*, Vol. 27, 2001, pp. 483–521.
44. Раушенбах, Б.В. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания ВРД / Б.В. Раушенбах, С.А. Белый и др. / М.: Главполиграфпром, 1964 - 522 с.
45. Кузнецов, А.В. Экспериментальные исследования процесса функционирования пленочных форсунок с газификацией пленки жидкости / А.В. Кузнецов, С.В. Медвецкий, А.И. Ивашов, В.В. Зеленцов, Н.В. Быков // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. сер. Машиностроение - 2016. № 2 - с. 72–80.
46. H. C. Simmons: The Correlation of Drop-Size Distributions in Fuel Nozzle Sprays Part I: The Drop-Size/Volume-Fraction Distribution, *J. Engr. Power*, 309–314 (1977).
47. H. C. Simmons: The Correlation of Drop-Size Distributions in Fuel Nozzle Sprays Part II: The Drop-Size/Number Distribution, *J. Engr. Power*, 315–319 (1977).
48. Батлер, Т.М. Развитие метода LINC. — Численные методы в механике жидкостей / Т.М. Батлер // Мир. — 1973. — С. 146 – 155.
49. Gerbeau, J.F. A quasi-newton algorithm based on a reduced model for fluid-structure interaction problems in blood flows: technical report 4691/ J.F. Gerbeau, M. Vidrascu. — INRIA, 2003.

50. Glimm, J. 3-Dimensional front tracking / J. Glimm, J.W. Grove, X.L. Li, K.-M. Shyue, Y. Zeng, Q. Zhang // SIAM J. sci. computing. — 1998. — Vol. 19. — P. 703-727.
51. Hackbusch, W. Multi-Grid Methods and Applications / W. Hackbusch // Springer-verlag. Berlin, 1985.
52. Hansbo, P. A free-lagrange finite element method using space-time elements / P. Hansbo // Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. — 2000. — Vol. 188. — P. 347-361.
53. Idelsohn, S.R. Lagrangian formulations to solve free surface incompressible inviscid fluid flows / S.R. Idelsohn, M.A. Storti, E. Onate // Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. — 2001. — Vol. 191. — P. 583-593.
54. Jan, Y.J. A front tracking method for the computations of multiphase flow / Y.J. Jan // Journal of computational physics. — 2001. — Vol. 169. — P. 708-759.
55. Tryggvason, G. A front-tracking method for the computations of multiphase flow / G. Tryggvason, B. Bunner, A. Esmaeeli, D. Juric, N. Al-Rawahi, W. Tauber, J. Han // J. Comput. Phys. — 2001. — Vol. 169. — P. 708-759.
56. Храбрый, А.И. Численное моделирование нестационарных турбулентных течений жидкости со свободной поверхностью: дис. ... канд. тех. наук: 01.02.05 / Храбрый Александр Иосифович. — СПб., 2014. — 154 с.
57. Hirt, C.W. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. / C.W. Hirt, B.D. Nichols // Journal of computational physics. — 1981. — Vol. 39. — P. 201-226.
58. Вараксин, А. Ю. Гидрогазодинамика и теплофизика двухфазных потоков: проблемы и достижения (Обзор) / А.Ю. Вараксин // Теплофизика высоких температур - 2013 - том 51, № 3 - с. 421–455.
59. Зайчик, Л.И. Проблемы моделирования газодисперсных турбулентных течений с горением или фазовыми переходами (обзор)/ Л.И. Зайчик, Першуков В.А. // Изв. РАН. МЖГ — 1996 - № 5 - с. 3.
60. Волков, Э.П. Моделирование горения твердого топлива / Э.П. Волков, Л.И. Зайчик, В.А. Першуков - М.: Наука, 1994 - 320 с.

61. Зайчик Л.И. Методы моделирования турбулентных дисперсных течений. Статистические модели / Л.И. Зайчик // Тр. IV Рос. нац. конф. по теплообмену. Т. 1. Пленарные и общие проблемные доклады. Доклады на круглых столах - М.: Изд-во МЭИ – 2006 - с. 54.
62. Lain S., Kohnen G. Comparison between Eulerian and Lagrangian Strategies for the Dispersed Phase in Non-Uniform Turbulent Particle-Laden Flows // Turbulence and Shear Flow Phenomena – 1: First Int. Symp. Santa Barbara. California. USA. 1999. P. 277.
63. ANSYS CFX-Solver Theory Guide / Ansys Inc. release 17.0. 2016.
64. ANSYS FLUENT Theory Guide / Ansys Inc. release 17.0. 2016.
65. Sergio Hoyas et. al. Evaluation and validation of ELSA model in Diesel sprays: 3D cavitating nozzles case, Proceedings of ICLASS 2012, Heidelberg, Germany
66. Wang, Y., Lee, G. L., Reitz, R. D. and Diwakar, R. (2011). Numerical simulation of diesel sprays using a Eulerian - Lagrangian spray and atomization (ELSA) model coupled with nozzle flow. SAE Paper No. 2011-01-0386.
67. D. Donjat, J. Estivalezes, M. Michau, G. Lavergne, Phenomenological study of the pressure swirl atomizer internal flow, Proceedings of the 9th International Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Sorrento, Italy, pp. 12–19 (2003).
68. N. Dombrowski and P. C. Hooper. "The effect of ambient density on drop formation in sprays". Chemical Engineering Science. 17. 291–305. 1962.
69. N. Dombrowski and W. R. Johns. "The Aerodynamic Instability and Disintegration of Viscous Liquid Sheets". Chemical Engineering Science. 18.203. 1963.
70. P. K. Senecal, D. P. Schmidt, I. Nouar, C. J. Rutland, and R. D. Reitz. "Modeling High Speed Viscous Liquid Sheet Atomization". International Journal of Multiphase Flow. 25(6–7). 1073–1097. 1999.
71. Борисов, А. А., Гельфанд Б. Е. Натанзон М. С, Коссов О. М. О режимах дробления капель и критериях их существования / А.А. Борисов, Б. Е. Гельфанд, М. С. Натанзон, О. М. Коссов // Инж. – физ. журн. – 1981 - т. 40, № 1 - с. 64-70.

72. Бирюков, В.И. Особенности низкочастотной внутрикамерной неустойчивости рабочего процесса в регулируемых ЖРД на гидразине: дис. ... канд. техн. наук - М.: МАИ, 1985 - 204с.
73. Бирюков, В. И. К распаду жидких пелен и струй на пористой стенке в высокоскоростных потоках газа / В. И. Бирюков // В кн. Гагаринские научные чтения по космонавтике и авиации 1983 -1984гг. - М.: Наука – 1985 - с. 221.
74. Дитякин, Ю. Ф. Влияние периодических колебаний скорости и плотности среды на распад жидких струй / Ю. Ф. Дитякин, В. И. Ягодкин// Известия АН. Отделение технических наук - 1957, № 4.
75. Ламб, Г. Гидродинамика / Г. Ламб. - М.: Гостехиздат, 1947.
76. Лоренцетто, А. К. Измерение размера капель за плоскоструйной пневматической форсункой / А.К. Лоренцетто, А.Х. Лефевр // Ракетная техника и космонавтика - 1977 - т. 15, № 7 - с. 135-148.
77. Лышевский, А. С. Об устойчивости и распаде полой струи вязкой жидкости, движущейся с малыми скоростями / А.С. Лышевский // Известия вузов. Энергетика – 1958 - №3 - с.428-435.
78. Майер, Е. Теория распада жидкостей в потоке высокоскоростного газа / Е. Майер // Вопросы ракетной техники – 1961 - №12 - с.143.
79. Неустойчивость горения в ЖРД / под ред. Д. Е. Харрье и Ф. Г. Рирдона. - М.: Мир, 1975 - 869с.
80. Рицк, Н. К., Лефевр А. Х. Влияние конструктивных особенностей форсунки на средний размер капли / Н. К. Рицк, А. Х. Лефевр // Аэрокосмическая техника, 1984 - т.2, № 4 - с. 83-87.
81. N. K. Rizk, A. H. Lefebvre, Internal flow characteristics of simplex swirl atomizers, AIAA J. Propuls. Power 1(3), 193–199 (1985a).
82. M. Suyari, A. H. Lefebvre, Film thickness measurements in simplex swirl atomizer, AIAA J. Propuls. Power 2(6), 528–533 (1986).
83. M. Badami, V. Bevilacqua, F. Millo, M. Chiodi, M. Bargende, GDI swirl injector spray simulation: Combined phenomenological-CFD approach, SAE Paper 2004-01-3005 (2004).

84. S. Moon, E. Abo-Serie, C. Bae, Liquid film thickness inside the high pressure swirl injectors: Real scale measurement and evaluation of analytical equations, *Exp. Thermal Fluid Sci.* 34,113–121 (2010b).
85. S. Kim, D. Kim, D. Y. Yoon: Liquid film thickness measurement for swirl injector, *J. Korean Soc. Propuls. Eng.* 10, 70–77 (in Korean) (2006).
86. C. Baumgarten, H. Lettmann and G.P. Merker, “Modelling of Primary and Secondary Break-Up Processes in High Pressure Diesel Sprays”, Paper No. 7, CIMAC Congress, Kyoto 2004.
87. S. C. Kuensberg, S.-C., Kong and R. D. Reitz, “Modelling the Effects of Injector Nozzle Geometry on Diesel Sprays”, SAE Paper 1999-01-0912, 1999.
88. Huh, K.Y., Lee, E., “Diesel Spray Atomization Models Considering Nozzle Exit Turbulence Conditions”, *Atomization and Sprays*, Vol. 8, pp. 453-469, 1998.
89. Chryssakis, C.A., Assanis, D.N, “A Secondary Atomization Model for Liquid Droplet Deformations and Breakup under High Weber Number Conditions”, ILASS Americas, 18th Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, Irvine, CA, 2005.
90. P.J.O'Rourke and A.A. Amsden, “The TAB Method for Numerical Calculation of Spray Droplet Breakup”, SAE Technical Paper 872089, 1987.
91. Miller A. and Gidaspow D, *AIChE Journal*, Vol. 38, No. 11, p. 1811, 1992.
92. F.X. Tanner, “Liquid Jet Atomization and Droplet Breakup Modeling of Non-Evaporating Diesel Fuel Sprays”, SAE Technical Paper Series, 970050, 1997.
93. Tanner, F., "A Cascade Atomization and Drop Breakup Model for the Simulation of High-Pressure Liquid Jets," SAE Technical Paper 2003-01-1044, 2003, doi: 10.4271/2003-01-1044.
94. R.D. Reitz and R. Diwakar, “Structure of High-Pressure Fuel Sprays”, SAE Technical Paper, 870598, 1987.
95. R. Schmehl, G. Maier and S. Wittig, “CFD Analysis of Fuel Atomization, Secondary Droplet Breakup and Spray Dispersion in the Premix Duct of a LPP Combustor”, *Proc. of 8th Int. Conf. on Liquid Atomization and Spray Systems*, Pasadena, CA, USA, 2000.

96. R. D. Reitz. "Mechanisms of Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays". *Atomization and Spray Technology*. 3. 309–337. 1987.
97. R. D. Reitz and F. V. Bracco. "Mechanisms of Breakup of Round Liquid Jets". *The Encyclopedia of Fluid Mechanics*, ed. N. Cheremisinoff. 3. 223–249. 1986.
98. J. C. Beale and R. D. Reitz. "Modeling Spray Atomization with the Kelvin-Helmholtz/Rayleigh-Taylor Hybrid Model". *Atomization and Sprays*. 9. 623–650. 1999.
99. V. G. Levich. *Physicochemical Hydrodynamics*. Prentice Hall. 1962.
100. M. A. Patterson and R. D. Reitz. "Modeling the Effects of Fuel Spray Characteristics on Diesel Engine Combustion and Emission". SAE Paper. SAE. 1998
101. Sommerfeld, M., "Modellierung und numerische Berechnung von partikelbeladenen Strömungen mit Hilfe des Euler-Lagrange-Verfahrens", Habilitationsschrift, Shaker Verlag Aachen, 1996.
102. Sommerfeld, M., "Validation of a stochastic Lagrangian modeling approach for inter-particle collision in homogeneous isotropic turbulence", *Int. J. Multiphase Flow*, Vol. 27, pp. 1829 – 1858, 2001.
103. Schiller, L. and Naumann, A., *VDI Zeits*, 77, p. 318, 1933.
104. Ishii, M. and Zuber, N., "Drag Coefficient and Relative Velocity in Bubbly, Droplet or Particulate Flows", *AIChE J.*, 25, 843-855, 1979.
105. Clift, R., Grace, J.R., Weber, M.E., "Bubbles, Drops and Particles", Academic Press, New York, U.S.A., 1978.
106. B. Liu, D. Mather and R.D. Reitz, "Effects of Drop Drag and Breakup on Fuel Sprays", SAE Technical Paper 930072, 1993.
107. R. Schmehl, "Advanced Modelling of Droplet Deformation and Breakup for CFD Analysis of Mixture Preparation", ILASS-Europe 2002, 2002.
108. R. W. Sellens, T. A. Brzustowski: A Prediction of the Drop Size Distribution in a Spray from First Principles, *Atomization Spray Technol.* 1, 89–102 (1985).
109. M. Ahmadi, R. W. Sellens: A Simplified Maximum-Entropy-Based Drop Size Distribution, *Atomization Sprays* 3, 291–310 (1993)

- 110.X. Li, R. S. Tankin: Derivation of Droplet Size Distribution in Sprays by Using Information Theory, *Combust. Sci. Technol.* 60, 345–357 (1988).
- 111.C. Dumouchel: A New Formulation of the Maximum Entropy Formalism to Model Liquid Spray Drop-Size Distribution, *Part. Part. Syst. Char.* 23, 468–479 (2006).
- 112.C. W. M. van der Geld, H. Vermeer: Prediction of Drop Size Distributions in Sprays Using the Maximum Entropy Formalism: The Effect of Satellite Formation, *Int. J. Multiphase Flow* 20 (2), 363–381 (1994).
- 113.J. Cousin, S. J. Yoon, C. Dumouchel: Coupling of Classical Linear Theory and Maximum Entropy Formalism for Prediction of Drop Size Distribution in Sprays: Application to Pressure-Swirl Atomizers, *Atomization Sprays* 6, 601–622 (1996).
- 114.S. D. Sovani, P. E. Sojka, Y. R. Sivathanu: Prediction of Drop Size Distributions from First Principles: The Influence of Fluctuations in Relative Velocity and Liquid Physical Properties, *Atomization Sprays* 9, 113–152 (1999).
115. S. D. Sovani, P. E. Sojka, Y. R. Sivathanu: Prediction of Drop Size Distributions from First Principles: Joint-PDF Effects, *Atomization Sprays* 10, 587–602 (2000).
116. E. Babinsky, P. E. Sojka: Modeling Drop Size Distributions from First Principles for Non Newtonian Fluids, *Atomization Sprays* 11, 597–617 (2001).
- 117.S. Apte, M. Gorokhovski, P. Moin: LES of Atomizing Spray with Stochastic Modeling of Secondary Break-Up, *Int. J. Multiphase Flow* 29, 1503–1522 (2003).
- 118.N. Rimbart, O. Sero-Guillaume: Log-Stable Laws as Asymptotic Solutions to a Fragmentation Equation: Application to the Distribution of Droplet in a High-Weber-Number Spray, *Phys. Rev. E: Stat. Nonlinear Soft Matter Phys.* 69, 056316 (2004).
- 119.M. Gorokhovski, V. Saveliev: Further Analyses of Kolmogorov's Model of Breakup, *Phys. Fluids* 15, 184–192 (2003).
- 120.I. Vinkovic, C. Agguire, S. Simoens, M. Gorokhovski: Large Eddy Simulations of Droplet Dispersion for Inhomogeneous Turbulent Wall Flow, *Int. J. Multiphase Flow* 32, 344–364 (2006).
- 121.M. Gorokhovski, M. Herrman: Modeling Primary Atomization, *Annu. Rev. Fluid Mech.* 40, 343–366 (2008).

122. C. Dumouchel “The Maximum Entropy Formalism and the Prediction of Liquid Spray Drop-Size Distribution”, *Entropy* 2009, 11, 713-747.
123. Безменова, Н.В. Численное моделирование сопряженного теплообмена в ЖРД малых тяг в целях повышения эффективности: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05 / Наталья Витальевна Безменова. – Самара, 2001. – 243 с.
124. Ташев, В.П. Углеводородное горючее на основе керосина с присадками для повышения энергетической эффективности ЖРД: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05 / Ташев Виталий Петрович. – Москва, 2013. – 115 с.
125. Варнатц, Ю. Горение. Физические и химические аспекты, моделирование, эксперименты, образование загрязняющих веществ [Текст] / Ю.Варнатц, У.Маас, Р.Диббл; пер.с англ. Г.Л.Агафонова; под ред. П.А.Власова. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. – 352 с.
126. Белов, И. А. Модели турбулентности. Учебное пособие / И.А. Белов. - Ленинград. Изд-во ЛМИ. 1982. - 88 с.
127. Молчанов, А. М. Математическое моделирование задач газодинамики и тепломассообмена / А.М. Молчанов. - М.: Изд-во МАИ, 2013. - 208 с.
128. Гарбарук, А. В. Моделирование турбулентности в расчетах сложных течений. Учебное пособие / А.В. Гарбарук, М.Х. Стрелец, М.Л. Шур. - СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012. - 88 с.
129. Ferziger, J.H. and Peric, M. 2002. *Computational Methods for Fluid Dynamics*, 3rd rev. ed., Springer-Verlag, Berlin
130. Wilcox, D.C. (2004), *Turbulence Modeling for CFD*, ISBN 1-928729-10-X, 2nd Ed., DCW Industries, Inc.
131. Юн, А. А., Крылов Б. А. Расчет и моделирование турбулентных течений с теплообменом, смешением, химическими реакциями и двухфазных течений в 128 программном комплексе Fastest-3D : учебное пособие / А.А. Юн, Б.А. Крылов. - М.: Изд-во МАИ, 2007. - 116 с.
132. A. Yun. *Computational Fluid dynamics: from zero to guru*. 594 pages. CreateSpace, USA. 2017.

133. Boussinesq. J. Theorie de l' Ecoulemen Tourbillant. Mem. Presentes par Divers Savants Acad. Sci. Inst. Fr., Vol. 23, pp. 46-50, 1877.
- 134.Щербаков, М. А. Определение коэффициентов теплоотдачи при моделировании задач в ANSYS CFX / М.А. Щербаков // Авиационно-космическая техника и технология, 2011- № 7 (84) - с. 165-169.
- 135.W. E. Ranz and W. R. Marshall, Jr. "Evaporation from Drops, Part I". Chem. Eng. Prog. 48(3). 141–146. March 1952.
- 136.W. E. Ranz and W. R. Marshall, Jr. "Evaporation from Drops, Part I and Part II". Chem. Eng. Prog. 48(4). 173–180. April 1952.
- 137.Рид, Р. Свойства газов и жидкостей / Р. Рид, Дж. Праусниц, Т. Шервуд. - Л., 'Химия', 1982, стр.534-569.
- 138.Куценко, Ю. Г. Методология проектирования малоэмиссионных камер сгорания газотурбинных двигателей на основе математических моделей физико- химических процессов: дис. ... канд. техн. наук: 05.07.05 / Юрий Геннадьевич Куценко. - Пермь, 2010, 298 с.
139. Spalding D.B. Mixing and chemical reaction in steady confined turbulent flames // 13th Symp. (Intl.) Comb., The Combustion Institute, Pittsburgh, 1970. P. 649.
140. N. Peters. Laminar diffusion flamelet models in non-premixed turbulent combustion, Prog. Energy Combust. Sci., 1984, vol. 10, pp. 319-339.
- 141.Gosman A.D., Ioannides E. Aspects of computer simulation of liquid-fuelled combustors // J. Energy. – 1983. – № 7(6). – P. 482–490.
- 142.Spalding D.B. Mixing and chemical reaction in steady confined turbulent flames // 13th Symp. (Intl.) Comb. / Combustion Institute. – Pittsburgh, 1970. – P. 649.
- 143.Козлов, А.А. Исследование методики моделирования рабочего процесса в камере сгорания жидкостных ракетных двигателей малых тяг на основе модели диссипации вихрей [Текст] / А.А. Козлов, Е.А. Строкач // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника - 2016 - № 44 – с. 27-44.
- 144.Киселев, А. С. Диффузионное турбулентное горение [Текст] / А.С. Киселев // Труды НПО Энергомаш им. Академика В.П. Глушко. – 2010. – № 27. - с. 4-64.

145. База данных NIST (National Institute of Standards and Technology, США) Chemistry Webbook [Электронный ресурс] // URL: webbook.nist.gov (дата обращения: 08.09.2013г.)
146. Валидация работы метода Эйлера-Лагранжа с различными моделями для использования в ДВС [Validation of Lagrangian Spray Formation for Use in Internal Combustion Engines] [Электронный ресурс] // URL: http://www.drthfrank.de/publications/2007/Frank_Kumzerova_Esch_SpraySimulations_Dresden2007.pdf (дата обращения: 20.03.2017г.)
147. Kumzerova, E., Esch, Th. and Menter, F.: Spray simulations: application of various droplet breakup models. 6th International Conference on Multiphase Flow, ICMF 2007, Leipzig, Germany, July 9-13, 2007
148. Ekaterina Kumzerova, Thomas Esch. "Extension and validation of the cab droplet breakup model to a wide weber number range", ILASS 2008 Sep. 8-10, 2008, Como Lake, Italy.
149. Rosin, P. & Rammler, E. (1933), "The Laws Governing the Fineness of Powdered Coal", Journal of the Institute of Fuel T. 7: 29–36.
150. Weibull, W. (1951), "A statistical distribution function of wide applicability", J. Appl. Mech.-Trans. ASME T. 18 (3): 293–297.
151. Боровик, И.Н. Влияние дисперсности распыла капель форсунками на полноту сгорания топлива в жидкостном ракетном двигателе / И.Н. Боровик, Е.А. Строкач // Вестник ПНИПУ. Аэрокосмическая техника – 2016.
152. Боровик, И.Н. Влияние мелкости и спектра распыла капель форсунками на эффективность сгорания топлива в ЖРД МТ [Электронный ресурс] / И.Н. Боровик, Е.А. Строкач // Сборник тезисов докладов международной молодежной научной конференции «Гагаринские чтения - 2016» - 2016 - с.702-703. Режим доступа: http://mai.ru/science/gagarin/materialy-konferentsii/Gagarinskie_chteniya_3_2.pdf (дата обращения: 20.03.2017г.)
153. Васильев, А. Ю. Физические особенности дробления жидкостей различными способами распыливания [Текст] / А.Ю. Васильев, А.И. Майорова // Теплофизика высоких температур - том 52, № 2 – 2014.

154. Козлов, А.А. Численное моделирование рабочего процесса в камере сгорания ракетного двигателя малой тяги [Текст] / А.А. Козлов, И.Н. Боровик, Е.А. Строкач // Научно-технический вестник Поволжья – № 2 – 2017 - с. 109-112.
155. Барановский, С.И. Характеристики распыливания устройств в сносящем воздушном потоке [Текст] / С.И. Барановский, А.А. Клушин, В.М. Левин // Инженерно-физический журнал, Депонировано в ВИНТИ 21.11.90 - рег. № 5838 –В9, Минск – 1990.
156. Боровик И.Н. Методика расчета рабочих процессов в КС ракетных двигателей и последующей оптимизации смесительного элемента [Электронный ресурс] / И.Н. Боровик, Е.А. Строкач // Сборник тезисов докладов международной молодежной конференции «Гагаринские чтения – 2017» - 2017 - с.561. Режим доступа: <http://mai.ru/science/gagarin/materialy-konferentsii/%D0%A2%D0%B5%D0%B7%D0%B8%D1%81%D1%8B%20%D0%93%D0%A7-2017.pdf> (дата обращения: 20.03.2017г.).
157. Пажи, Д.Г. Основы техники распыливания жидкостей / Д.Г. Пажи, В.С. Галустов // М.: Химия, 1984. — 256 с.
158. Тихонов, А.И., Численные методы решения некорректных задач / А.И. Тихонов, А.Б. Гочарский, В.В. Степанов, А.Г. Ягола А.Г. // М.: изд. Наука, 1990 - 232 с.
159. Дубнищев, Ю.Н. Оптические методы исследования потоков / Ю.Н. Дубнищев, В.А., В.А. Арбузов, П.П. Белоусов, П.Я. Белоусов // Новосибирск, изд. Сиб. Унив., 2003 - 418 с.
160. Ринкевичюс, Б.С. Лазерная анемометрия / Б.С. Ринкевичюс. - Москва, изд. Энергия - 1978 - 159 с.
161. Modeling technique for the process of liquid film disintegration / V. Y. Modorskii, A. M. Sipatov, A. V. Babushkina, D. Y. Kolodyazhny, V. S. Nagorny [Текст] // International Conference on the Methods of Aerophysical Research (ICMAR 2016) : Proc. of the 18th Intern. Conf. on the Methods of Aerophysical Research, 27 June-3 July 2016, Perm, Russia. / Amer. Inst. of Physics (AIP). - New York : AIP Publishing

- LLC, 2016. - Art. 030109. 7 p. - (AIP Conference Proceedings ; vol. 1770)., Web of Science
162. Колодяжный Д.Ю., Нагорный В.С., Сипатов А.М., Модорский В.Я. Методика численного моделирования процесса распада жидкой пленки в пневматической форсунке авиадвигателя. Известия высших учебных заведений. Авиационная техника -2017 – № 1 – с. 93-97.
 163. Расчетное исследование влияния аэрогидродинамических параметров на характеристики распыла жидкой пленки [Текст] / А. М. Сипатов, В. Я. Модорский, А. В. Бабушкина // Вестник ПНИПУ - Bulletin of the Perm National Research Polytechnic University. Aerospace engineering. Аэрокосмическая техника. - 2016. - № 45. - С. 210-223., ВАК
 164. Строкач Е.А. Моделирование распыливания керосина с использованием модели распада жидкой пленки [Электронный ресурс] / Е.А. Строкач, И.Н. Боровик // Сборник тезисов докладов международной научной конференции «Авиация и космонавтика – 2015» - 2015 - с.151-152. Режим доступа: URL:http://files.mai.ru/site/conf/aik/2015/sbornik_aik.pdf (дата обращения: 20.03.2017г.).
 165. Е.А. Строкач. Численное исследование зависимости диаметра капель керосина от параметров модели распада жидкой пленки [Электронный ресурс] / Е.А. Строкач, И.Н. Боровик // Сборник тезисов докладов всероссийской научно-технической конференции молодых ученых и специалистов «Новые решения и технологии в газотурбостроении» - 2015 - с. 184. Режим доступа: <http://www.ciam.ru/upload/medialibrary/651/651ac3cdae688cbc6e4311193f639e3d.pdf> (дата обращения - 20.03.2017 г.)
 166. Строкач, Е.А. Численное моделирование процесса распыливания керосина центробежной форсункой / Е.А. Строкач, И.Н. Боровик // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение – 2016 - № 3 - с. 37–54.
 167. A. Tratnig, G. Brenn. Drop size spectra in sprays from pressure-swirl atomizers. International Journal of Multiphase Flow 36 (2010) 349–363.

**ПРИЛОЖЕНИЕ 1. Результаты расчетов для определения зависимости
расходного комплекса от параметров ввода компонентов топлива**

Таблица 11. Результаты расчетов без учета завесного охлаждения

	Параметр распреде ления Росина - Раммлера м	Параметр ширины Росина - Раммлера	Осевая компонен та	Радиальная компонента	Тангенциальная компонента	Расходный комплекс, м/с	Давление, Па
1	6,15E-05	9,85	2,26	2,26	2,26	1692,375	1018060
2	3,01E-06	9,85	2,26	2,26	2,26	1792,981	1078580
3	3,23E-05	9,85	2,26	2,26	2,26	1664,514	1001300
4	0,00012	9,85	2,26	2,26	2,26	1797,386	1081230
5	9,08E-05	9,85	2,26	2,26	2,26	1797,436	1081260
6	6,15E-05	1,7	2,26	2,26	2,26	1785,084	1073830
7	6,15E-05	5,78	2,26	2,26	2,26	1726,603	1038650
8	6,15E-05	18	2,26	2,26	2,26	1708,932	1028020
9	6,15E-05	13,93	2,26	2,26	2,26	1699,723	1022480
10	6,15E-05	9,85	1,12	2,26	2,26	1695,184	1019750
11	6,15E-05	9,85	1,69	2,26	2,26	1780,048	1070800
12	6,15E-05	9,85	3,4	2,26	2,26	1598,249	961438
13	6,15E-05	9,85	2,83	2,26	2,26	1668,304	1003580
14	6,15E-05	9,85	2,26	1,12	2,26	1673,906	1006950
15	6,15E-05	9,85	2,26	1,69	2,26	1679,176	1010120
16	6,15E-05	9,85	2,26	3,4	2,26	1758,071	1057580
17	6,15E-05	9,85	2,26	2,83	2,26	1753,749	1054980
18	6,15E-05	9,85	2,26	2,26	1,12	1680,606	1010980
19	6,15E-05	9,85	2,26	2,26	1,69	1619,943	974488
20	6,15E-05	9,85	2,26	2,26	3,4	1739,902	1046650
21	6,15E-05	9,85	2,26	2,26	2,83	1770,738	1065200
22	3,23E-05	5,775	1,69	1,69	2,83	1779,299	1070350
23	4,69E-05	7,8125	1,975	1,975	2,545	1749,876	1052650
24	9,08E-05	5,775	1,69	1,69	1,69	1817,633	1093410
25	7,61E-05	7,8125	1,975	1,975	1,975	1769,558	1064490
26	3,23E-05	13,925	1,69	1,69	1,69	1665,811	1002080
27	4,69E-05	11,8875	1,975	1,975	1,975	1713,088	1030520
28	9,08E-05	13,925	1,69	1,69	2,83	1794,643	1079580
29	7,61E-05	11,8875	1,975	1,975	2,545	1781,959	1071950
30	3,23E-05	5,775	2,83	1,69	1,69	1611,636	969491
31	4,69E-05	7,8125	2,545	1,975	1,975	1683,365	1012640
32	7,61E-05	7,8125	2,545	1,975	2,545	1738,672	1045910

33	3,23E-05	13,925	2,83	1,69	2,83	1721,749	1035730
34	4,69E-05	11,8875	2,545	1,975	2,545	1682,7	1012240
35	7,61E-05	11,8875	2,545	1,975	1,975	1683,382	1012650
36	4,69E-05	7,8125	1,975	2,545	1,975	1718,075	1033520
37	7,61E-05	7,8125	1,975	2,545	2,545	1786,231	1074520
38	4,69E-05	11,8875	1,975	2,545	2,545	1778,435	1069830
39	3,23E-05	5,775	2,83	2,83	2,83	1728,714	1039920
40	4,69E-05	7,8125	2,545	2,545	2,545	1763,906	1061090
41	9,08E-05	5,775	2,83	2,83	1,69	1703,579	1024800
42	7,61E-05	7,8125	2,545	2,545	1,975	1705,89	1026190
43	3,23E-05	13,925	2,83	2,83	1,69	1611,241	969253
44	4,69E-05	11,8875	2,545	2,545	1,975	1679,641	1010400
45	9,08E-05	13,925	2,83	2,83	2,83	1791,983	1077980
46	7,61E-05	11,8875	2,545	2,545	2,545	1781,909	1071920
47	8,83E-05	1,8	1,4	1,2	3	1766,366	1062570
48	2,83E-05	1,8	1,2	1,4	1,8	1787,412	1075230
49	3,33E-06	9,9	2,75	3,45	3,3	1827,774	1099510
50	3,42E-05	9,9	2,75	3,45	3,3	1823,834	1097140
51	1,27E-04	9,9	2,75	3,45	3,3	1838,662	1106060
52	9,61E-05	9,9	2,75	3,45	3,3	1815,988	1092420
53	6,52E-05	1,8	2,75	3,45	3,3	1854,571	1115630
54	6,52E-05	5,85	2,75	3,45	3,3	1796,671	1080800
55	6,52E-05	18	2,75	3,45	3,3	1762,443	1060210
56	6,52E-05	13,95	2,75	3,45	3,3	1777,039	1068990
57	6,52E-05	9,9	1,2	3,45	3,3	1822,005	1096040
58	6,52E-05	9,9	1,975	3,45	3,3	1786,63	1074760
59	6,52E-05	9,9	4,3	3,45	3,3	1745,903	1050260
60	6,52E-05	9,9	3,525	3,45	3,3	1843,699	1109090
61	6,52E-05	9,9	2,75	1,2	3,3	1749,643	1052510
62	6,52E-05	9,9	2,75	2,325	3,3	1829,187	1100360
63	6,52E-05	9,9	2,75	4,575	3,3	1793,446	1078860
64	6,52E-05	9,9	2,75	3,45	1,2	1780,28	1070940
65	6,52E-05	9,9	2,75	3,45	2,25	1793,446	1078860
66	6,52E-05	9,9	2,75	3,45	4,35	1757,406	1057180
67	3,42E-05	5,85	1,975	2,325	4,35	1834,157	1103350
68	4,97E-05	7,875	2,3625	2,8875	3,825	1772,135	1066040
69	9,61E-05	5,85	1,975	2,325	2,25	1826,111	1098510
70	8,06E-05	7,875	2,3625	2,8875	2,775	1791,667	1077790
71	3,42E-05	13,95	1,975	2,325	2,25	1831,73	1101890
72	4,97E-05	11,925	2,3625	2,8875	2,775	1779,466	1070450

73	9,61E-05	13,95	1,975	2,325	4,35	1785,168	1073880
74	8,06E-05	11,925	2,3625	2,8875	3,825	1782,99	1072570
75	3,42E-05	5,85	3,525	2,325	2,25	1779,017	1070180
76	4,97E-05	7,875	3,1375	2,8875	2,775	1744,058	1049150
77	9,61E-05	5,85	3,525	2,325	4,35	1847,456	1111350
78	8,06E-05	7,875	3,1375	2,8875	3,825	1838,446	1105930
79	3,42E-05	13,95	3,525	2,325	4,35	1760,083	1058790
80	4,97E-05	11,925	3,1375	2,8875	3,825	1795,441	1080060
81	9,61E-05	13,95	3,525	2,325	2,25	1732,637	1042280
82	8,06E-05	11,925	3,1375	2,8875	2,775	1813,627	1091000
83	3,42E-05	5,85	1,975	4,575	2,25	1804,866	1085730
84	4,97E-05	7,875	2,3625	4,0125	2,775	1809,105	1088280
85	9,61E-05	5,85	1,975	4,575	4,35	1848,487	1111970
86	8,06E-05	7,875	2,3625	4,0125	3,825	1813,627	1091000
87	3,42E-05	13,95	1,975	4,575	4,35	1855,153	1115980
88	4,97E-05	11,925	2,3625	4,0125	3,825	1793,579	1078940
89	9,61E-05	13,95	1,975	4,575	2,25	1863,514	1121010
90	8,06E-05	11,925	2,3625	4,0125	2,775	1789,972	1076770
91	3,42E-05	5,85	3,525	4,575	4,35	1789,822	1076680
92	4,97E-05	7,875	3,1375	4,0125	3,825	1784,353	1073390
93	9,61E-05	5,85	3,525	4,575	2,25	1811,798	1089900
94	8,06E-05	7,875	3,1375	4,0125	2,775	1804,251	1085360
95	3,42E-05	13,95	3,525	4,575	2,25	1762,676	1060350
96	4,97E-05	11,925	3,1375	4,0125	2,775	1773,165	1066660
97	9,61E-05	13,95	3,525	4,575	4,35	1813,777	1091090
98	8,06E-05	11,925	3,1375	4,0125	3,825	1808,657	1088010
99	3,33E-06	3,55	2,75	2,1	2,1	1823,784	1097110
100	8,35E-05	2,82161	2,08107	2,1	2,1	1716,662	1032670
101	0,000101	2,09322	1,41214	2,1	2,1	1817,234	1093170
102	9,61E-05	3,55	2,75	2,1	2,1	1685,293	1013800
103	0,000127	3,55	2,75	2,1	2,1	1759,468	1058420
104	8,35E-05	4,27838	2,08107	2,1	2,1	1807,293	1087190
105	1,02E-04	2,09322	4,08785	2,1	2,1	1793,662	1078990
106	6,52E-05	3,55	1,625	2,1	2,1	1763,657	1060940
107	8,35E-05	4,27838	3,41892	2,1	2,1	1537,209	924719
108	1,02E-04	5,00677	4,08785	2,1	2,1	1507,513	906855
109	8,35E-05	2,82161	3,41892	2,1	2,1	1775,559	1068100
110	6,52E-05	2,325	2,75	2,1	2,1	1763,623	1060920
111	1,02E-04	5,00677	1,41214	2,1	2,1	1793,446	1078860
112	4,68E-05	2,82161	2,08107	2,1	2,1	1756,775	1056800

113	6,52E-05	3,55	2,75	2,1	2,1	1722,38	1036110
114	2,84E-05	5,00677	1,41214	2,1	2,1	1793,446	1078860
115	2,84E-05	2,09322	1,41214	2,1	2,1	1782,026	1071990
116	6,52E-05	4,775	2,75	2,1	2,1	1635,803	984029
117	6,52E-05	6	2,75	2,1	2,1	1675,569	1007950
118	4,68E-05	4,27838	2,08107	2,1	2,1	1777,072	1069010
119	3,42E-05	3,55	2,75	2,1	2,1	1725,456	1037960
120	6,52E-05	3,55	3,875	2,1	2,1	1758,919	1058090
121	4,68E-05	4,27838	3,41892	2,1	2,1	1727,301	1039070
122	4,68E-05	2,82161	3,41892	2,1	2,1	1747,898	1051460
123	2,84E-05	2,09322	4,08785	2,1	2,1	1665,013	1001600
124	6,52E-05	3,55	5	2,1	2,1	1720,17	1034780
125	2,84E-05	5,00677	4,08785	2,1	2,1	1654,503	995278

Таблица 12. Результаты расчетов с учетом параметров завесного охлаждения

	Параметр размера распределения Росина- Раммлера, м	Параметр ширины распределения Росина - Раммлера	Диаметр представительных частиц, м	Скорость ввода завесного охлаждения, м/с	Осевая компонента скорости	Радиальная компонента скорости	Тангенциальная компонента скорости	Средний диаметр Заутера, м	Расходный комплекс, м/с	Давление, Па
1	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,947487	3,106326	1,288388	2,237261	6,85E-05	1167,793	702494
2	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	0,95	2,46	6,07E-05	1165,938	701378
3	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,947487	2,593674	1,288388	2,237261	6,85E-05	1315,299	791227
4	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,947487	2,593674	1,288388	2,682739	5,31E-05	1173,714	706056
5	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,452513	2,593674	1,288388	2,682739	5,31E-05	1177,873	708558
6	7,80E-05	7,036218	0,00018	1,205025	3,362652	1,023223	2,905477	7,68E-05	1211,661	728883
7	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	3,575	1,2	2,46	6,07E-05	1167,994	702615
8	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1172,986	705618
9	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,947487	3,106326	1,111612	2,682739	6,85E-05	1191,099	716514
10	6,21E-05	13,95	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1168,026	702634
11	6,21E-05	9,9	0,00024	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1153,635	693977
12	6,21E-05	9,9	0,000193	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1162,269	699171
13	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	0,7	2,46	6,07E-05	1176,201	707552
14	7,80E-05	12,76378	0,00018	1,205025	2,337348	1,376777	2,014523	7,62E-05	1197,68	720473
15	6,21E-05	9,9	9,98E-05	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1200,865	722389
16	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,947487	2,593674	1,288388	2,682739	5,30E-05	1233,268	741881
17	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,452513	2,593674	1,288388	2,237261	5,31E-05	1201,047	722498
18	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,452513	2,593674	1,288388	2,682739	5,30E-05	1211,401	728727
19	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,452513	2,593674	1,111612	2,682739	6,87E-05	1197,562	720402
20	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,947487	2,593674	1,288388	2,682739	6,87E-05	1237,148	744215
21	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,452513	3,106326	1,111612	2,237261	5,30E-05	1209,485	727574
22	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,947487	2,593674	1,288388	2,237261	5,31E-05	1206,363	725696
23	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,452513	2,593674	1,288388	2,682739	6,87E-05	1227,289	738284
24	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,947487	3,106326	1,288388	2,237261	5,31E-05	1204,945	724843
25	7,80E-05	7,036218	0,00018	1,205025	2,337348	1,376777	2,905477	7,68E-05	1224,519	736618

26	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,947487	3,106326	1,288388	2,682739	6,87E-05	1251,913	753097
27	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,947487	3,106326	1,111612	2,237261	6,87E-05	1207,774	726545
28	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,947487	2,593674	1,288388	2,237261	6,87E-05	1241,956	747107
29	6,21E-05	9,9	0,000147	0,3	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1220,739	734344
30	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,947487	3,106326	1,288388	2,682739	5,30E-05	1184,904	712787
31	7,80E-05	12,76378	0,000113	1,205025	2,337348	1,376777	2,905477	7,62E-05	1262,087	759217
32	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,947487	2,593674	1,288388	2,682739	6,85E-05	1225,814	737397
33	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,452513	2,593674	1,111612	2,682739	5,31E-05	1229,335	739515
34	4,63E-05	12,76378	0,00018	1,205025	2,337348	1,376777	2,905477	4,52E-05	1225,001	736908
35	7,80E-05	7,036218	0,000113	1,205025	3,362652	1,023223	2,014523	7,68E-05	1258,577	757106
36	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,452513	3,106326	1,111612	2,682739	5,30E-05	1236,345	743732
37	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	1,83	6,07E-05	1231,283	740687
38	7,80E-05	12,76378	0,000113	1,205025	3,362652	1,023223	2,905477	7,62E-05	1249,589	751699
39	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,452513	2,593674	1,111612	2,237261	6,85E-05	1237,83	744625
40	7,80E-05	7,036218	0,000113	1,205025	2,337348	1,376777	2,014523	7,68E-05	1246,303	749722
41	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,947487	3,106326	1,111612	2,237261	6,85E-05	1255,148	755043
42	4,63E-05	12,76378	0,00018	1,205025	3,362652	1,023223	2,905477	4,52E-05	1253,949	754322
43	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,452513	3,106326	1,111612	2,237261	6,87E-05	1239,648	745719
44	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,947487	3,106326	1,288388	2,682739	6,85E-05	1264,218	760499
45	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,947487	3,106326	1,111612	2,237261	5,30E-05	1256,263	755714
46	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,452513	2,593674	1,288388	2,682739	6,85E-05	1260,33	758160
47	4,63E-05	7,036218	0,00018	1,205025	2,337348	1,376777	2,014523	4,56E-05	1265,822	761464
48	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,947487	3,106326	1,111612	2,682739	6,87E-05	1264,708	760794
49	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,947487	2,593674	1,111612	2,237261	6,87E-05	1267,468	762454
50	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,452513	3,106326	1,111612	2,682739	6,85E-05	1274,897	766923
51	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,7	2,46	6,07E-05	1244,795	748815
52	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,452513	3,106326	1,288388	2,682739	6,87E-05	1266,663	761970
53	7,80E-05	12,76378	0,00018	1,205025	3,362652	1,376777	2,905477	7,62E-05	1267,178	762280
54	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	1,2	6,07E-05	1258,752	757211
55	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,947487	3,106326	1,111612	2,682739	5,31E-05	1265,95	761541
56	7,80E-05	7,036218	0,000113	1,205025	3,362652	1,376777	2,905477	7,68E-05	1263,219	759898

57	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,452513	3,106326	1,288388	2,237261	5,30E-05	1282,424	771451
58	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,452513	2,593674	1,111612	2,237261	5,30E-05	1274,504	766687
59	6,21E-05	5,85	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	6,17E-05	1265,12	761042
60	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,452513	3,106326	1,111612	2,237261	5,31E-05	1274,578	766731
61	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,452513	3,106326	1,288388	2,682739	5,30E-05	1279,212	769519
62	6,21E-05	9,9	0,000147	1	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1272,651	765572
63	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,947487	2,593674	1,111612	2,237261	5,31E-05	1280,173	770097
64	7,80E-05	7,036218	0,00018	1,205025	2,337348	1,023223	2,014523	7,68E-05	1280,087	770045
65	4,63E-05	12,76378	0,000113	1,205025	3,362652	1,023223	2,014523	4,52E-05	1281,185	770706
66	6,21E-05	18	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	6,08E-05	1271,998	765179
67	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,947487	2,593674	1,111612	2,237261	5,30E-05	1280,436	770255
68	8,46E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	8,27E-05	1300,123	782098
69	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,947487	2,593674	1,111612	2,237261	6,85E-05	1291,587	776963
70	4,63E-05	12,76378	0,00018	1,205025	2,337348	1,023223	2,014523	4,52E-05	1291,369	776832
71	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,947487	3,106326	1,288388	2,682739	5,31E-05	1291,073	776654
72	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,947487	3,106326	1,111612	2,682739	5,30E-05	1288,847	775315
73	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,947487	3,106326	1,111612	2,237261	5,31E-05	1293,568	778155
74	7,80E-05	12,76378	0,00018	1,205025	2,337348	1,023223	2,905477	7,62E-05	1291,008	776615
75	6,21E-05	9,9	5,30E-05	1,7	2,85	1,2	2,46	6,07E-05	1295,856	779531
76	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,452513	3,106326	1,288388	2,237261	6,87E-05	1311,186	788753
77	4,63E-05	12,76378	0,000113	1,205025	3,362652	1,376777	2,905477	4,52E-05	1297,767	780681
78	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,45	2,46	6,07E-05	1286,741	774048
79	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,947487	3,106326	1,288388	2,237261	6,87E-05	1307,552	786567
80	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,452513	3,106326	1,288388	2,682739	6,85E-05	1302,055	783260
81	4,63E-05	7,036218	0,000113	1,205025	3,362652	1,023223	2,905477	4,56E-05	1309,736	787881
82	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,452513	2,593674	1,111612	2,237261	5,31E-05	1313,156	789938
83	4,63E-05	12,76378	0,000113	1,205025	2,337348	1,376777	2,014523	4,52E-05	1316,891	792185
84	7,80E-05	7,036218	0,000113	1,205025	2,337348	1,023223	2,905477	7,68E-05	1316,228	791786
85	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,125	1,2	2,46	6,07E-05	1310,609	788406
86	4,63E-05	7,036218	0,000113	1,205025	2,337348	1,376777	2,905477	4,56E-05	1324,747	796911
87	4,63E-05	12,76378	0,00018	1,205025	3,362652	1,376777	2,014523	4,52E-05	1331,789	801147

88	7,01E-05	8,468109	0,00013	1,452513	2,593674	1,288388	2,237261	6,87E-05	1308,568	787178
89	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,452513	3,106326	1,288388	2,237261	5,31E-05	1326,523	797979
90	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	3,09	6,07E-05	1320,488	794349
91	4,63E-05	7,036218	0,00018	1,205025	3,362652	1,376777	2,905477	4,56E-05	1327,592	798622
92	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	3,72	6,07E-05	1326,865	798185
93	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,452513	2,593674	1,288388	2,237261	6,85E-05	1214,733	730731
94	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,452513	3,106326	1,288388	2,237261	6,85E-05	1331,613	801041
95	6,21E-05	9,9	0,000147	1,7	1,4	1,2	2,46	6,07E-05	1334,878	803005
96	6,21E-05	9	0,000147	1,7	1,4	1,2	2,46	6,08E-05	1334,878	803005
97	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,452513	2,593674	1,111612	2,682739	6,85E-05	1342,799	807770
98	3,97E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	3,88E-05	1342,837	807793
99	5,42E-05	8,468109	0,000163	1,452513	3,106326	1,288388	2,682739	5,31E-05	1344,774	808958
100	1,73E-05	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	1,69E-05	1352,688	813719
101	4,63E-05	7,036218	0,000113	1,205025	3,362652	1,376777	2,014523	4,56E-05	1354,191	814623
102	0,000107	9,9	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	0,000105	1357,162	816410
103	7,80E-05	7,036218	0,00018	1,205025	3,362652	1,376777	2,014523	7,68E-05	1355,323	815304
104	7,80E-05	12,76378	0,000113	1,205025	3,362652	1,376777	2,014523	7,62E-05	1363,394	820159
105	6,21E-05	1,8	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	8,88E-05	1361,043	818745
106	7,01E-05	11,33189	0,00013	1,947487	2,593674	1,111612	2,682739	6,85E-05	1357,659	816709
107	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,947487	2,593674	1,111612	2,682739	6,87E-05	1374,355	826753
108	5,42E-05	11,33189	0,00013	1,452513	2,593674	1,288388	2,237261	5,30E-05	1270,598	764337
109	5,42E-05	11,33189	0,000163	1,947487	2,593674	1,111612	2,682739	5,30E-05	1377,442	828610
110	7,80E-05	12,76378	0,000113	1,205025	2,337348	1,023223	2,014523	7,62E-05	1378,209	829071
111	4,63E-05	7,036218	0,000113	1,205025	2,337348	1,023223	2,014523	4,56E-05	1381,824	831246
112	7,01E-05	11,33189	0,000163	1,452513	3,106326	1,111612	2,237261	6,85E-05	1305,368	785253
113	5,42E-05	8,468109	0,00013	1,947487	2,593674	1,111612	2,682739	5,31E-05	1383,523	832268
114	7,80E-05	12,76378	0,00018	1,205025	3,362652	1,023223	2,014523	7,62E-05	1445,434	869511
115	7,01E-05	8,468109	0,000163	1,452513	3,106326	1,111612	2,682739	6,87E-05	1309,161	787535
116	3,70E-05	3,8	0,0001	1	3	1	3,1	3,87E-05	1352,088	813358
117	1,73E-05	2,1	0,000147	1,7	2,85	1,2	2,46	2,23E-05	1354,124	814583
118	3,73E-05	4	0,000147	2	2,85	1,2	2,46	3,87E-05	1372,887	825870

119	3,80E-05	2,1	0,000174	1,7	2,85	1,2	2,46	4,90E-05	1367,373	822553
120	2,10E-05	2,31	8,47E-05	1,7	2,85	1,2	2,46	2,58E-05	1352,746	813754
121	3,10E-05	1,8	0,00019	1,7	2,85	1,2	2,46	4,43E-05	1354,211	814635
122	3,80E-05	3,8	7,00E-05	1	3	0,3	3,1	3,98E-05	1339,602	805847
123	1,40E-05	1,08	0,0001	1	0,9	1	3,1	3,65E-05	1428,422	859277
124	1,40E-05	1,14	0,0001	1	0,9	1	3,1	3,34E-05	1426,322	858014
125	4,63E-05	7,036218	0,00018	2,194975	2,337348	1,376777	2,905477	4,56E-05	1204,637	724658
126	4,63E-05	12,76378	0,00018	2,194975	2,337348	1,376777	2,014523	4,52E-05	1200,824	722364
127	7,80E-05	7,036218	0,00018	2,194975	3,362652	1,023223	2,014523	7,68E-05	1211,378	728713
128	7,80E-05	7,036218	0,000113	2,194975	2,337348	1,376777	2,905477	7,68E-05	1255,198	755073
129	7,80E-05	7,036218	0,00018	2,194975	3,362652	1,376777	2,905477	7,68E-05	1217,665	732495
130	4,63E-05	12,76378	0,000113	2,194975	2,337348	1,376777	2,905477	4,52E-05	1223,572	736048
131	7,80E-05	12,76378	0,00018	2,194975	2,337348	1,376777	2,905477	7,62E-05	1238,24	744872
132	7,80E-05	12,76378	0,000113	2,194975	3,362652	1,376777	2,905477	7,62E-05	1240,075	745976
133	7,80E-05	12,76378	0,000113	2,194975	2,337348	1,376777	2,014523	7,62E-05	1241,906	747077
134	7,80E-05	7,036218	0,00018	2,194975	2,337348	1,376777	2,014523	7,68E-05	1283,335	771999
135	4,63E-05	7,036218	0,000113	2,194975	2,337348	1,376777	2,014523	4,56E-05	1266,316	761761
136	7,80E-05	7,036218	0,000113	2,194975	2,337348	1,023223	2,014523	7,68E-05	1276,68	767996
137	4,63E-05	12,76378	0,00018	2,194975	3,362652	1,023223	2,014523	4,52E-05	1268,187	762887
138	7,80E-05	7,036218	0,00018	2,194975	2,337348	1,023223	2,905477	7,68E-05	1278,572	769134
139	7,80E-05	12,76378	0,000113	2,194975	2,337348	1,023223	2,905477	7,62E-05	1289,893	775944
140	4,63E-05	7,036218	0,00018	2,194975	3,362652	1,023223	2,905477	4,56E-05	1294,308	778600
141	4,63E-05	7,036218	0,000113	2,194975	3,362652	1,023223	2,014523	4,56E-05	1324,358	796677
142	4,63E-05	7,036218	0,00018	2,194975	3,362652	1,376777	2,014523	4,56E-05	1330,607	800436
143	4,63E-05	12,76378	0,000113	2,194975	3,362652	1,376777	2,014523	4,52E-05	1338,332	805083
144	4,63E-05	7,036218	0,00018	2,194975	2,337348	1,023223	2,014523	4,56E-05	1333,443	802142
145	4,63E-05	7,036218	0,000113	2,194975	3,362652	1,376777	2,905477	4,56E-05	1335,689	803493
146	4,63E-05	12,76378	0,00018	2,194975	2,337348	1,023223	2,905477	4,52E-05	1346,513	810004
147	7,80E-05	7,036218	0,000113	2,194975	3,362652	1,376777	2,014523	7,68E-05	1360,576	818464
148	4,63E-05	7,036218	0,000113	2,194975	2,337348	1,023223	2,905477	4,56E-05	1365,964	821705
149	4,63E-05	12,76378	0,000113	2,194975	2,337348	1,023223	2,014523	4,52E-05	1375,976	827728

150	7,80E-05	7,036218	0,000113	2,194975	3,362652	1,023223	2,905477	7,68E-05	1376,179	827850
151	7,80E-05	12,76378	0,000113	2,194975	3,362652	1,023223	2,014523	7,62E-05	1386,231	833897
152	0,000217	12	0,0001	1	3	2	2,1	0,000212	1185,89	713019
153	0,00071	14	0,0001	1	3	2	2,1	0,000694	1083,236	651298
154	0,000421	18	0,0001	1	3	2	2,1	0,000413	1183,251	711432
155	0,00051	18	0,0001	1	3	2	2,1	0,0005	1168,001	702263
156	0,00057	14	0,0001	1	3	2	2,1	0,000557	1153,407	693488
157	0,00063	18	0,0001	1	3	2	2,14	0,000617	1154,694	694262
158	0,00067	15	0,0001	1	3	2	2,1	0,000655	1118,102	672261
159	0,000704	14	0,0001	1	3	2	2,1	0,000688	1078,079	648197
160	0,000898	14	0,0001	1	3	2	2,1	0,000876	1078,915	648700