

**МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ РОССИЙСКОЙ
ФЕДЕРАЦИИ**

Федеральное государственное бюджетное образовательное
учреждение высшего образования

«МОСКОВСКИЙ АВИАЦИОННЫЙ ИНСТИТУТ»

(национальный исследовательский университет)

На правах рукописи



Зотикова Полина Викторовна

**МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПРОЦЕССА ДИСПЕРГИРОВАНИЯ РАБОЧЕГО ТЕЛА
В ФОРСАЖНЫХ КАМЕРАХ СГОРАНИЯ ВРД**

2.5.15 – Тепловые, электроракетные двигатели и энергоустановки летательных
аппаратов

Диссертация
на соискание учёной степени
кандидата технических наук

Научный руководитель
доктор технических наук, профессор
Лепешинский Игорь Александрович

Москва – 2024

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	4
ГЛАВА 1. ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ ДВУХФАЗНЫХ ПОТОКОВ	14
1.1. Экспериментальное исследование двухфазного потока и устройства для его формирования	14
1.2. Методики определения размеров капель в двухфазном потоке	22
1.3. Методики определения кризиса течения двухфазного потока.....	27
ГЛАВА 2. СТЕНД ДЛЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ	36
2.1 Схема установки.....	36
2.2. Методика измерения скоростей. Основы PIV-метода	40
2.3. Определение поля смещений	45
2.4. Оценка погрешности стерео PIV	48
2.5. Оптимальный угол между камерами	50
2.6. Теневой метод.....	51
2.7. Алгоритм определения размеров капель	52
2.8. Расчёт скорости и калибровка теневого метода	54
ГЛАВА 3. СМЕСИТЕЛЬНОЕ УСТРОЙСТВО	57
3.1. Критерии подобия	57
3.2. Конструкция смесительного устройства	57
3.3. Выбор размера и числа отверстий смесителя	59
3.4. Подбор диаметров форсунок	62
ГЛАВА 4. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСЧЕТА СКОРОСТЕЙ ФАЗ ДВУХФАЗНОГО ГАЗОКАПЕЛЬНОГО ПОТОКА	65
4.1. Выбор метода исследования	65
4.2. Экспериментальное исследование газокапельного потока	66
4.3. Методика расчета параметров двухфазного газокапельного потока	88
4.4 Кризис течения в двухфазном потоке	95
ГЛАВА 5. ИССЛЕДОВАНИЕ ДИСПЕРСНОСТИ ДВУХФАЗНОГО ГАЗОКАПЕЛЬНОГО ПОТОКА	99
5.1. Критерии подобия для определения дисперсности.....	99
5.2. Экспериментальное исследование дисперсности двухфазного газокапельного потока	100

5.3. Методика расчета дисперсности капель двухфазного газочапельного потока.	128
5.4. Применение методики расчета для форсажной камеры сгорания предварительного смешения.....	131
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	133
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	134

ВВЕДЕНИЕ

Распылительные устройства актуальны для ряда практических применений в различных областях промышленности, в том числе и в авиационной. Возможность расчета дисперсности, скорости капель и других газодинамических параметров факела распыла помогает спроектировать такие элементы двигателя, как основная и форсажная камера сгорания, обеспечивая равномерное смешение топлива с воздухом и необходимую величину коэффициента полноты сгорания топлива. Существует множество работ по определению параметров и характеристик распыла жидкости из форсуночных устройств, которые широко известны и применяются в области двигателестроения [1–4]. Обычно в качестве способа смешения в форсажной камере сгорания ВРД используется устройство в виде замкнутого трубчатого коллектора в форме окружности с рядом отверстий, через которое топливо впрыскивается в поток воздуха, как показано на рисунке 1.

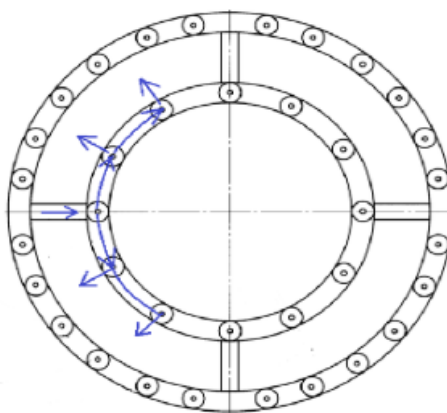


Рисунок 1 – Кольцевое смесительное устройство ФКС

При этом возможно получение неравномерного поля расходов, скоростей и дисперсностей капель, которые приводят к снижению полноты сгорания топлива. Причина данного явления связана с ростом давления в каждом последующем сечении, происходящий из-за отвода массы жидкости. Возникающий эффект легко можно объяснить уравнения для массовых расходов жидкости, текущей в цилиндрическом канале в двух сечениях. Уравнения расходов для течения

жидкости в цилиндрическом канале для двух сечений записывается следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} G_1 &= \rho_1 w_1 F \\ G_2 &= \rho_2 w_2 F \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

где индексы 1,2 – сечения топливного коллектора;

F – площади форсунок;

ρ – плотность жидкости;

w – скорость жидкости;

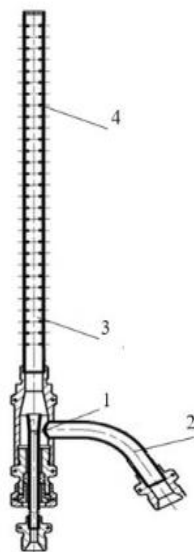
G – массовый расход жидкости в секунду.

В данных уравнениях плотности и площади являются постоянными. Уравнения расходов показывают, что при уменьшении массового расхода в сечениях $G_2 < G_1$, скорость уменьшается $w_2 < w_1$, соответственно по уравнению количества движения давление во втором сечении увеличивается $p_2 > p_1$.

В настоящее время исследователи обратились к способам организации предварительного смешения топлива с воздухом в форсажной камере сгорания воздушно-реактивного двигателя (ФКС ВРД), в частности формировании топливно-воздушной смеси с помощью специального смесительного устройства, работающего на двухфазном потоке, данное устройство показано на рисунке 2 [2].

Такой способ организации смешения является регулируемым и позволяет контролировать характеристики потока на выходе из устройства путем изменения параметров каждой из фаз. Регулировать смешение возможно различными способами, например: изменением соотношения расходов фаз, давления подачи каждой из фаз на входе. Это особенно полезно в процессах, где требуется достичь определённых характеристик смеси на выходе. Существуют исследования особенностей межфазового взаимодействия, процессов тепло- и массопереноса газожидкостного двухфазного потока, однако не существует обобщённой методики расчёта двухфазных устройств, работающих на газожидкостном потоке

газокапельной структуры, что осложняет этапы проектирования, и увеличивает количество экспериментальных исследований и доработок таких устройств.



1 – подача топлива, 2 – подача воздуха, 3 – топливно-воздушный канал, 4 – распылители.

Рисунок 2 – Двухфазное смесительное устройство ФКС

Стоит обратить внимание структуру газожидкостного потока. Как показали результаты эксперимента, структура двухфазного смесительного устройства является газокапельной. Одним из важнейших параметров, участвующих в прогнозировании потери давления, теплопередачи в любой газожидкостной системе, является объемная газовая концентрация, которая представляет собой объем пространства, занимаемого газом. Кажущаяся безобидный вопрос определения распределения фаз по параметрам потока, но усложняется из-за обмена массой, количеством движения и энергией между газовой и жидкой фазы. Из-за сложности и недостаточного понимания фундаментальных физических основ проблемы большинство исследователей более склонны к эмпирическим корреляциям.

Для того, чтобы понять, что подразумевается под объемной концентрацией газа, и какие граничные значения определяют структуру потока, необходимо, выделить некоторой объем в двухфазном потоке V в форме куба с ребром равным d . Предполагается, что капля диаметром d занимает объем V_k , в кубе объемом V ,

ребро которого равно d , то есть диаметр капли равен длине ребра куба, как показано на рисунке 3. Выражение граничной объемной концентрации определяется, как отношение объема капли V_k к общему выделенному объему V .

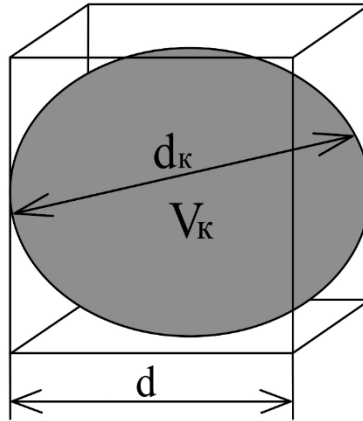


Рисунок 3 – Объем, выделенный в двухфазном потоке

Тогда значение граничной объемной концентрации газа $\alpha_{гр}$ будет равно:

$$\alpha_{gp} = \frac{V_k}{V} = \frac{\pi d^3}{6 d^3} \approx 0.524. \quad (2)$$

Если объемная концентрация газа потока $\alpha_r > \alpha_{гр}$, то поток будем считать газокапельным, если $\alpha_r < \alpha_{гр}$, то пузырьковым. Объемная концентрация газа α_r определяется через критерии подобия, учитывающие скорости, плотности и расходы фаз. Структура потока оказывает влияние на определение зависимостей параметров распыла, например, параметры двухфазного газожидкостного распыла пузырьковой структуры, где несущей фазой является жидкость, при определённых малых концентрациях газовой фазы, могут быть определены по зависимостям справедливыми для одножидкостных потоков. Когда воздух и жидкость протекают совместно, то двухфазный поток может приобретать следующие формы:

- образование отдельных пузырьков воздуха, отсутствие слияния и отсутствие взаимодействий;
- образование пузырьков воздуха в потоке жидкости, которые могут взаимодействовать или приводить к слиянию;
- нет отдельных пузырьков воздуха, поток воздуха и жидкости протекают сплошной средой.

Данная работа посвящена методика формирования дисперсной смеси форсажной камеры сгорания ВРД (воздушно-реактивного двигателя), где реализуется поток газокапельной структуры, где несущей фазой является воздух, форма двухфазной смеси однородная, равномерная, соответствующая требованиям необходимым для повышения эффективности процессов горения ФКС (форсажной камеры сгорания). Для моделирование дисперсного рабочего тела ФКС ВРД разрабатывалось специальное смесительное устройство, формирующее двухфазный поток газокапельной структуры, которое позволило найти зависимости параметров и характеристик топливной смеси на выходе, и в последующем смоделировать этот процесс, что позволило усовершенствовать процесс проектирования таких устройств, а также улучшить понимание работы с двухфазном высококонцентрированным газокапельным потоком для получения необходимых характеристик распыла.

Представленная работа посвящена исследованию диспергирования двухфазных потоков. Существует множество устройств, работающих на двухфазном рабочем теле, таких как, например, распыливающие устройства форсажных и основных камер сгорания реактивных двигателей, сопла реактивного и ракетного двигателя, эжекторные устройства, установки для полива и орошения в сельском хозяйстве, установки для тушения пожара и т.п., поэтому для повышения эффективности данных устройств и упрощения проектирования необходимо проведение исследований в этой области.

Особенностью диспергирования двухфазных потоков является межфазное взаимодействие количеством движения и энергией, которое приводит к существенному отличию параметров диспергирования по сравнению с параметрами, получаемыми при диспергировании каждой фазы в отдельности, при одинаковых граничных условиях, причем результаты существенно зависят от структуры двухфазного потока: газокапельной или пузырьковой. Очевидно, что такие важные характеристики диспергирования как коэффициенты скорости и расхода фаз также принципиально отличаются по сравнению с однофазными

рабочими телами, так что, благодаря межфазовому обмену энергией и количеством движения, их значения для каждой фазы могут превышать единицу.

Актуальность работы. В настоящее время ведутся работы по совершенствованию рабочих процессов в форсажных камерах сгорания для обеспечения высокой полноты сгорания, снижения массы и габаритов форсажных камер сгораний и обеспечения высокой маневренности летательных аппаратов. Одним из способов достижения целевых характеристик форсажных камер сгораний является переход к диспергированию предварительно подготовленной топливно-воздушной смеси. При этом в настоящее время методики расчета распыливания газочапельных смесей остается малоизученным. Поэтому для проектирования форсажных камер сгораний с предварительно подготавливаемой топливно-воздушной смесью необходимо разработать методику расчета.

Современное состояние вопроса. Имеющиеся на сегодняшний день исследования по диспергированию двухфазного потока относятся к смешению фаз на выходе из устройства (пневматические форсунки), существует множество работ, рассматривающих диспергирование пузырькового потока. Задача формирования рабочего процесса перспективных форсажных камер сгорания требует рассмотрения диспергирования двухфазного газочапельного потока, обеспечивающего получения необходимых параметров распыла. Область газочапельной структуры малоисследована, а имеющиеся работы являются экспериментальными.

Объектом исследований являются устройства диспергирования двухфазного газочапельного потока.

Предметом исследований, представленные в данной диссертации, являются параметры процесса диспергирования газочапельного двухфазного потока.

Целью работы является получение аналитической модели расчета параметров двухфазного газочапельного потока.

Для этого в рамках данной работы решались следующие задачи:

1. Разработка конструкции смесительного устройства для формирования двухфазного потока газочапельной структуры.

2. Разработка алгоритма расчёта смесителя для формирования двухфазного газокапельного потока.
3. Разработка методики проведения экспериментального исследования двухфазного потока газокапельной структуры.
4. Модернизация стенда в соответствии с требованиями методики.
5. Проведение экспериментального исследования и создание на его базе методики расчета скоростей и дисперсности капель.

Методы исследования. Для получения необходимых данных диспергирования двухфазных потоков применялись лазерно-оптические методы: PIV и теневой методы фирмы La Vision.

Практическая ценность возможность применения методики с целью определения параметров и характеристик в том числе таких, как скорости и диаметры капель на выходе из специальных устройств, разрабатываемых для форсажных камер сгорания, с предварительно подготовленной топливно-воздушной смесью.

Научная новизна заключается в следующем:

1. Получены экспериментальные результаты диспергирования двухфазного газокапельного потока;
2. Впервые разработана методика расчета параметров диспергирования предварительно сформированного двухфазного потока газокапельной структуры;
3. Подтверждена методика определения кризиса течения неравновесного по скоростям, температурам и плотностям двухфазного потока;
4. Разработана методика расчета диаметра капель для двухфазного газокапельного потока.

Достоверность результатов. Исследования обеспечиваются использованием сертифицированного оборудования и лицензированного программного обеспечения для измерения параметров потока. Для разработки методики использовались общие физические законы сохранения массы, количества движения и энергии с учетом межфазного взаимодействия.

На защиту выносятся:

1. Результаты экспериментального исследования диспергирования двухфазного газокапельного потока;
2. Методика расчета параметров диспергирования предварительно сформированного двухфазного потока газокапельной структуры;
3. Результаты расчета определения кризиса течения неравновесного по скоростям, температурам и плотностям двухфазного потока;
4. Методика расчета диаметра капель для двухфазного газокапельного потока.

Апробация результатов исследования. Результаты, полученные в рамках работы над диссертацией, представлялись и обсуждались на следующих конференциях: «XIV Международной конференции по прикладной математике и механике в аэрокосмической отрасли (АММАГ'2022)», Москва, 2022.; «XXI International Conference on the Methods of Aerophysical Research (ICMAR 2022) (XXI Международная конференция по методам аэрофизических исследований (ICMAR 2022))», Новосибирск, 2022.; «VI международная научно-практической конференции», Самара, 2023.; «Перспективы развития двигателестроения. материалы международной научно-технической конференции имени Н.Д. Кузнецова», Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королева, Самара, 2023.; «XXIII Международной конференции по вычислительной механике и современным прикладным программным системам (ВМСППС'2023)», Москва, 2023.; «Авиация и космонавтика. 22-ая международная конференции», Москва, 2023.; «Наука и образование: история, современное состояние, перспективы. Международная научно-практическая конференция», Уфа, 2024; «Информационные технологии как основа прогрессивных научных исследований. Международная научно-практическая конференции», Уфа, 2024; «Международная молодежная научная конференция Л. Гагаринские чтения», Москва, 2024.

Личный вклад автора. Анализ конструкций и параметров современных устройств предварительного двухфазного смешения. Проектирование

конструктивных элементов смесительного устройства для формирования двухфазного газокапельного потока. Подготовка стенда к экспериментальному исследованию. Проведение экспериментальных исследований диспергирования двухфазного газокапельного потока. Разработка методики расчета параметров двухфазного газокапельного потока. Исследование кризиса течения в двухфазном потоке.

Публикации. Материалы диссертационной работы излагались в 15 печатных работах, из них работ, опубликованных согласно перечню российских рецензируемых научных журналов, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук (перечень ВАК РФ) – 2, а также работ в научных изданиях, индексируемых базами Scopus и/или Web of Science – 1.

Структура и объём диссертации. Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения и списка использованной литературы. Работа изложена на 138 страницах машинописного текста, содержит 7 таблиц, 166 рисунка и список литературы, включающий 60 наименований.

Во введении обосновывается актуальность проблемы, приводятся наиболее важные научные и практические результаты, представленные к защите, кратко описывается структура работы.

В первой главе проводится обзор устройств формирования двухфазного потока, методик расчета среднего диаметра капель в двухфазном потоке, явление кризиса течения.

Во второй главе описана схема экспериментального стенда и методы измерения параметров диспергированного двухфазного потока газокапельной структуры.

В третьей главе описано смесительное устройство для формирования и диспергирования газокапельного потока, обоснован выбор конструктивных элементов, сформулированы основные определяющие критерии двухфазного потока.

В четвёртой главе представлены результаты экспериментального исследования и методика расчета параметров диспергированного двухфазного газочапельного потока, и проверена модель определения кризиса течения в двухфазном потоке.

В пятой главе представлены экспериментальные исследования дисперсности двухфазного газочапельного потока, и разработана методика определения размеров капель.

В заключении сформулированы основные результаты данной работы.

ГЛАВА 1. ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ ДВУХФАЗНЫХ ПОТОКОВ

1.1. Экспериментальное исследование двухфазного потока и устройства для его формирования

Существует множество работ по экспериментальному исследованию двухфазных смесительных устройств, большинство этих работ посвящено пузырьковым режимам течения, о чем напрямую пишут авторы, но стоит обратить внимание, как конструктивно этих работах организовывается способ смешения и формирование двухфазной смеси, а также к каким выводам приводят их работы. Одними из авторов, которые часто встречаются в работах по предварительному смешению газожидкостных потоков являются С. Лефевр (S. Lefebvre) [7-9], С.Д. Совани (S.D. Sovani) [10-11], К.Ф. Вэн, (X.F.Wang), С.К. Чэн (S.K. Chen) [12-13] и Д. Джедельский (J.Jedelsky). Работы некоторых авторов будут рассматриваться в этом разделе.

Прежде чем приступить к рассмотрению работ. Необходимо ввести некоторые величины, принятые в области двухфазных течений у зарубежных авторов, например, критерий оценки отношений массовых расходов фаз, записанных в виде:

$$ALR = GLR = \frac{1}{\Pi_1} = \frac{G_z}{G_{ж}}, \quad (1.1.1)$$

где G_z , $G_{ж}$ – расход газа и жидкости.

Реже встречающийся параметр объемной доли, занимаемой газом в виде:

$$\dot{x} = \frac{G_z}{G_z + G_{ж}} = \frac{1}{1 + \frac{G_{ж}}{G_z}} = \frac{1}{1 + \frac{\rho_z}{\rho_{ж}} \frac{100}{ALR}}, \quad (1.1.2)$$

где ρ_z , $\rho_{ж}$ – плотность газовой и жидкой фазы.

Стоит отметить, что параметр объемной доли газа в двухфазном потоке не определяет структуру потока.

Одним из первых исследователей в области распыливания топлива методом предварительного смешения является Лефевр. В его работе [14] эксперименты,

проведенные на двухфазном смесительном устройстве с использованием воды в качестве жидкости и азота в качестве газа, соотношения газа к жидкости в диапазоне от 0,01–0,3, давление двухфазной смеси до 0,18 Мпа. Конструкция показана на рисунке 1.1.1, она состоит из штуцера подачи воды, которая подается в корпус с диаметров 25,3 мм, также в корпусе центрально расположена трубка подачи азота с 20-ю отверстиями диаметром 0,5 мм, трубка расположена на расстоянии 250 мм от выходной форсунки, через которую распыляется двухфазная смесь. Выбор расстояния расположения трубки был произвольным.

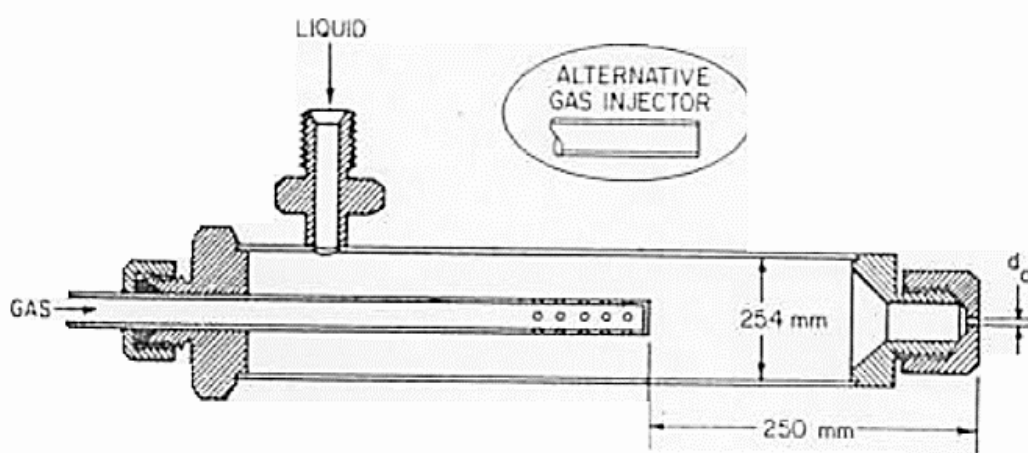


Рисунок 1.1.1 – Схема устройства

Автор варьировал диаметры форсунки и трубки подачи азота. Были использованы форсунки диаметрами $d_0 = 0,8$ мм, 1.6 мм, 2.4 мм, а также две различные трубки подачи воздуха, одна из которых имела одно отверстие диаметром 0,63 мм, а другая – 20 отверстий диаметром 0,5 мм. Было изучено влияние соотношения фаз на параметры и характеристики двухфазной смеси. В результате работы выявлено, что геометрия трубки подачи воздуха не оказывает существенное влияние на распределение капель по размерам.

Похожее устройство исследовалось в работе [15]. Распылитель представляется в виде камеры смешения, состоящей из двух каналов для жидкости и воздуха, воздух впрыскивается в воду через трубку с отверстиями на конце, далее двухфазная смесь протекает через выходное отверстие распылителя (рисунок 1.1.2). Авторы подразделяют зоны распылительного устройства на зону

образования пузырьков, где газ подается в жидкость через аэрационные отверстия, смешения, где пузырьки газа и жидкости смешиваются, взаимодействуют и движутся вниз по потоку. Зона смешения включает в себя часть камеры смешения после аэрационной трубки, сужающейся секции и выходного отверстия. В зоне образования пузырьков важным фактором является площадь и количество аэрационных отверстий, площадь впрыска воздуха может быть фиксирована, при этом количество отверстий напрямую влияет на структуру распыла, следовательно, и на размер капель.

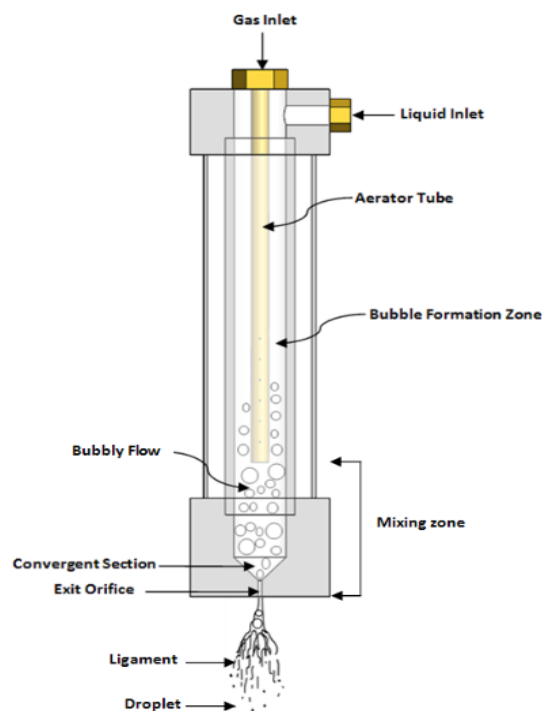


Рисунок 1.1.2 – Схема смесительного распыливающего устройства и зон взаимодействия фаз

Внутреннее смешение фаз зависит от площади поперечного сечения и формы зоны смешения. В работах [16] показано, что длина зоны смешения влияет на радиальное распределение размеров и скорости капель, наилучшая длина зоны смешения зависит от соотношения расходов фаз GLR (a gas-liquid ratio). Аэратор перемешали на 32 мм, 52 мм и 75 мм от выходного отверстия и исследовали на трех режимах $GRL = 0.53, 3.17, 9.55$. Оказалось, что уменьшение длины зоны смешения привела к большей однородности внутри смесительной камеры, более короткая

зона смешения обеспечивает устойчивый режим распыливания при высоких GLR. На рисунке 1.1.3 показан средний диаметр капель для различных длин смешивания в диапазоне GLR. При низком GLR наблюдается тенденция к снижению диаметра капель с уменьшением длины смешения, однако тенденция меняется с увеличением GLR. Большой размер капель наблюдается при длине смешения 75 мм, вероятно, что это связано с нестационарностью внутреннего потока.

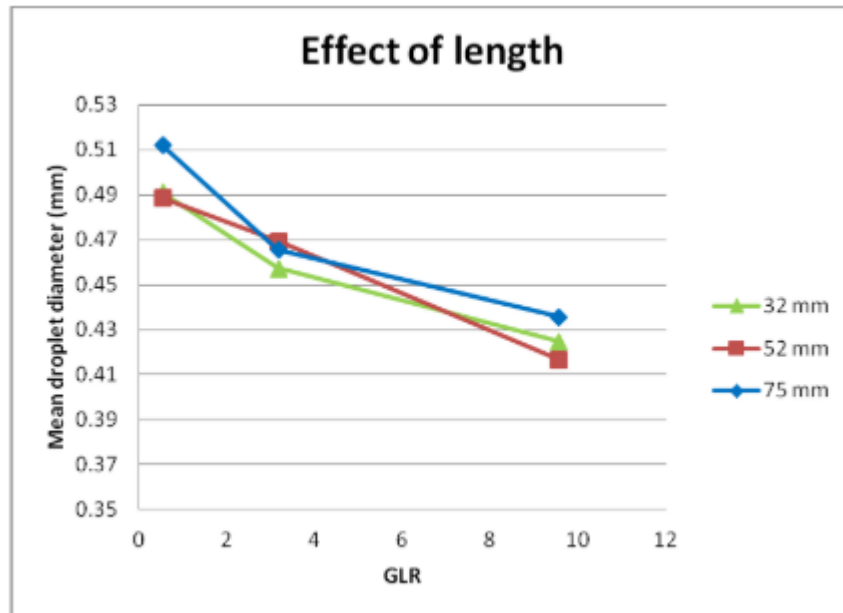


Рисунок 1.1.3 – Влияние различной длины смешения на средний диаметр капель при различных GLR

Распределение скорости капель для трёх длин зон смешения при различных соотношениях фаз GLR на рисунке 1.1.4 показало, что зона смешения средней длины имеет относительно большую скорость капель, и что при увеличении газа скорость капель возрастает для всех случаев. Сравнение различных случаев показывает очень схожие тенденции. Эти результаты показывают, что длина зоны смешения не оказывает заметного влияния на скорости капель. Однако, чем длиннее зона смешения, тем меньшую скорость имеют капели. Сделан вывод, что уменьшение длины зоны смешения при низких GRL приводит к улучшению устойчивости процесса распыливания.

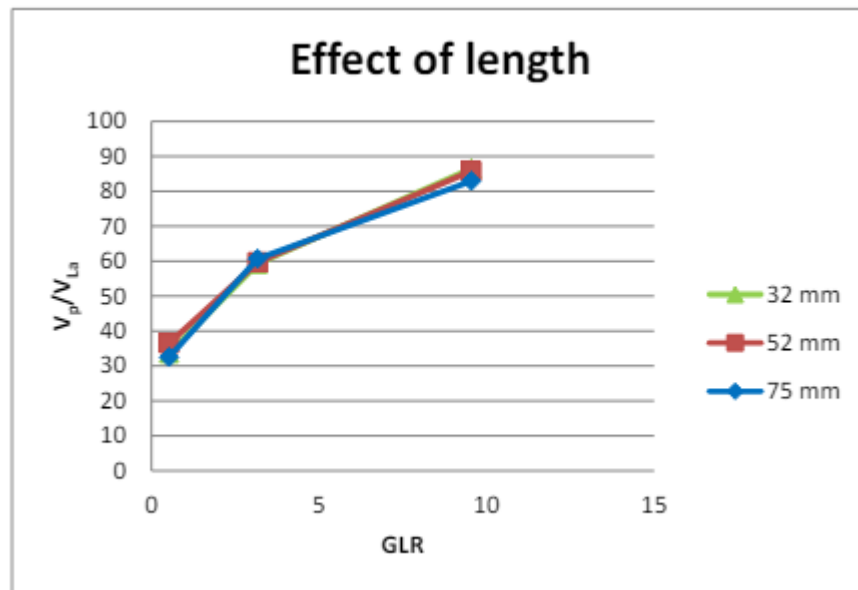
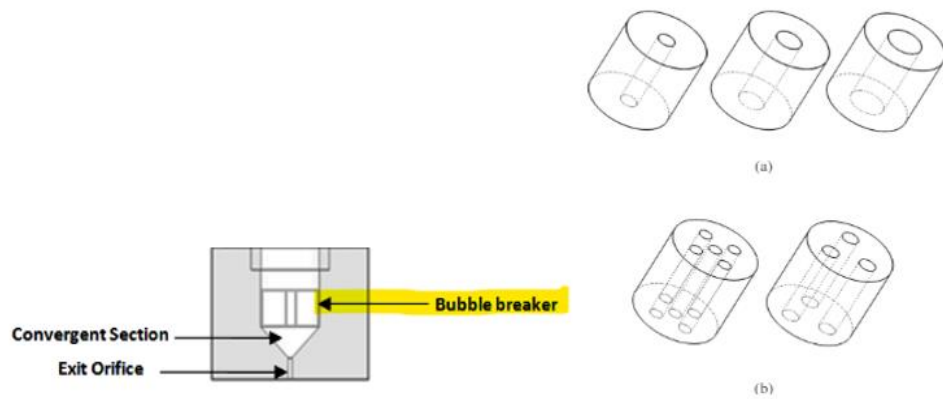


Рисунок 1.1.4 – Влияние различной длины смешения на скорость капель при различных GLR

Чтобы улучшить размер и распределение капель перед выходным отверстием, авторы использовали форсунки с различными диаметрами отверстий и их количеством, сравнили влияние количества и размера отверстий на диаметр капель распыла.

Форсунки имеют цилиндрическую форму, что позволило исследовать влияние на размеры капель. Цилиндрические форсунки с одним отверстием имеют диаметры 2 мм, 3,18 мм, и 5 мм, форсунка с пятью отверстиями 1,42 мм, а форсунка с тремя отверстиями имеет диаметры отверстий 1,83 мм. Для исследования влияния количества отверстий на характеристику распыла рассматривались форсунка с одним отверстием 3,18 мм (центральная на рисунке 1.1.5 (а)), с пятью и тремя отверстиями. Стоит обратить внимание, что общая выходная площадь у выбранных для определения влияния количества отверстий форсунок одинаковая.



(а) – форсунки с одним отверстием, (б) – форсунки с несколькими отверстиями

Рисунок 1.1.5 – Схема форсунок для диспергирования двухфазного потока перед выходным отверстием

Результаты показали отчетливый эффект одно- и многодырочного распылителя (Рисунок 1.1.6). Отмечается, что размер капель монотонно уменьшается с увеличением количества отверстий. При низких значениях GRL в районе 0,53, форсунки с тремя и пятью отверстиями имеют одинаковый размер капель, но с увеличением значения GRL форсунка с пятью отверстиями имеет капли наименьшими размерами, чем с тремя. Если сравнивать схему распылителя с форсуночным устройством (рисунок 1.1.5) с распылителем без (рисунок 1.1.2), то первый формирует в среднем на 8% больше капель меньшего размера, чем второй тип.

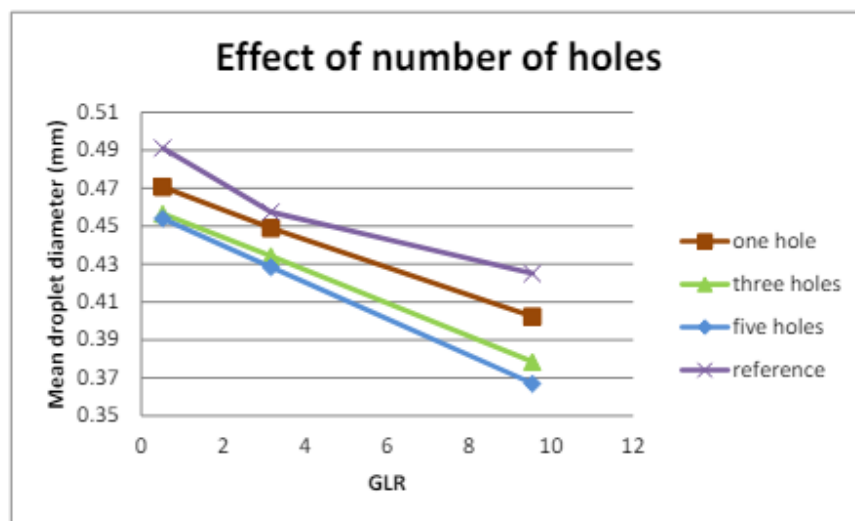


Рисунок 1.1.6 – Влияние количества отверстий на SMD распыла при различных GRL

В работе [17] было исследовано влияние условий эксплуатации и внутренней конструкции распылителя на двумерное поле скоростей каплей, концентрацию жидкой фазы и поток жидкости в распылителе. Давление на входе и соотношение газа и жидкости (GLR) варьировались. Были изменены несколько конструктивных параметров: размер и количество аэрационных отверстий, их расположение, диаметр смесительной камеры и форма выходного отверстия, в одной из перечисленных работ на выходе из распылителя устанавливались различные вихревые форсунки (рисунок 1.1.7).

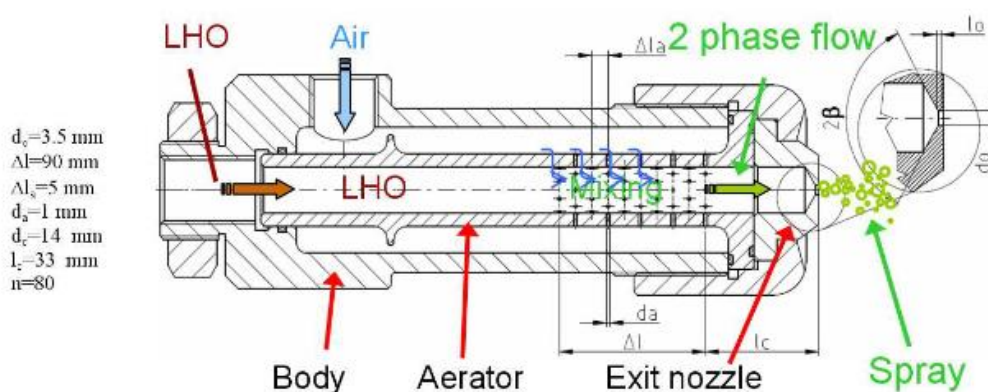
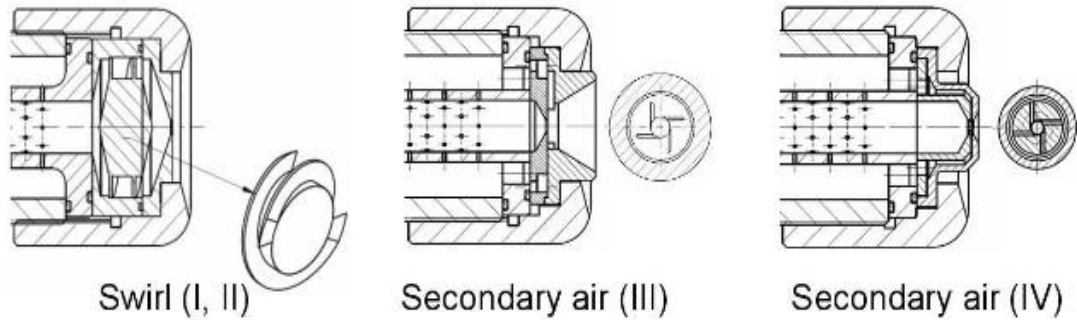


Рисунок 1.1.7 – Принципиальная схема распылителя без завихрителя [18]

На рисунке 1.1.7 изображено распылительное устройство, которое состоит из цилиндрического корпуса, в который вставлена трубка с торцевыми отверстиями подачи воздуха, по оси этой трубки подаётся масляная субстанция, обе жидкости образуют двухфазную смесь и выходят из распылителя через вихревые форсунки различной степени закрученности, которые изображены на рисунке 1.1.8.

Распылитель исследовался в вертикальном положении, направленном вниз по главной оси. Подача воздуха и масла регулировалась отдельно.



I, II – форсунки с умеренным и более интенсивным закручиванием, III – форсунка с вводом закрученного вторичного воздуха за выходным отверстием, IV – форсунка с более интенсивным закручиванием вторичным воздухом у выходного отверстия

Рисунок 1.1.8 – Типы вихревых форсунок

Были проведены эксперименты для нескольких давлений воздуха и значений соотношений фаз, измерены избыточное давление, объемный расход масла и распыляющего воздуха, рассчитан критерий GLR. Диаметры каплей измерялись на расстоянии 150 мм от среза форсунки (рисунок 1.1.9)

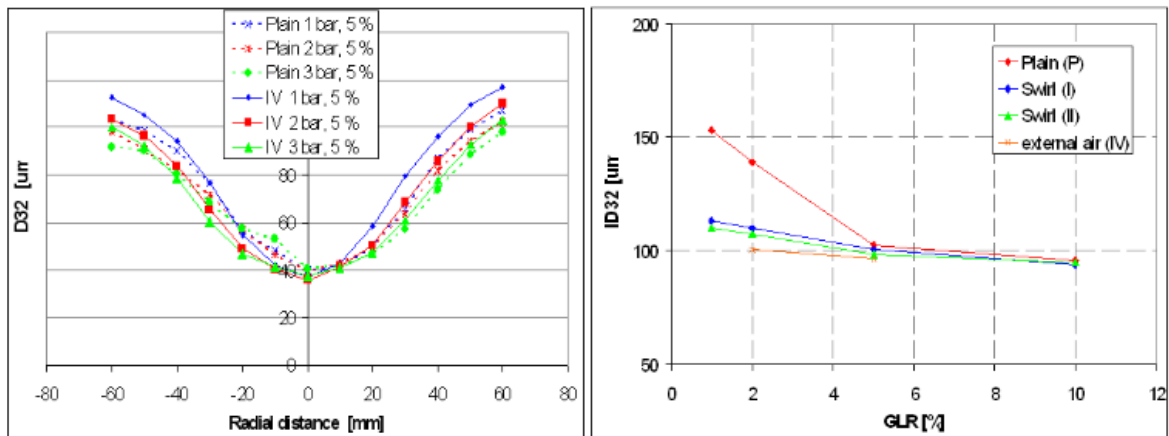


Рисунок 1.1.9 – Влияние давления воздуха на входе на D_{32} с плоским отверстием (P) и сопла со вторичным воздухом на выходном отверстии (IV) при давлении воздуха на выходе GLR 5 % (слева); влияние давления воздуха на входе GLR 5 % на D_{32} при давлении воздуха на входе 0,1 МПа (справа)

В работах выявлено, что увеличение массового расхода воздуха (GLR) в диапазоне 2–10 % приводит к увеличению скорости каплей по всему радиальному

профилю, но особенно вблизи оси распыления, и к уменьшению полуугола конуса распыления для всех конфигураций распылителя.

Как и было упомянуто в начале, рассмотренные работы относятся к области низкой концентрации газа в двухфазном потоке. Однако конструктивные элементы для создания предварительного смешения жидкости и газа, а также направление изучения особенностей и зависимостей в таких системах являются актуальными.

1.2. Методики определения размеров капель в двухфазном потоке

При анализе результатов предполагалось, что полная энергия, вносимая в объем, равна полной энергии, выходящей из системы. Следовательно, общая энергия, вносимая в объем, является суммой внутренней энергии газа, кинетической энергии жидкости и поверхностной энергии пузырьков газа, внедрённых в жидкость.

В работе [19] исследования проводились с помощью необычной конструкции распылителя со сталкивающимися внутри него потоками газа, которые затем смешиваются в жидкости. Результаты испытаний показали взаимосвязи, отличающиеся от предыдущих исследований. Было показано, что с увеличением диаметра выходного отверстия распылителя и угла наклона внутренней стенки выходного отверстия форсунки, значение среднего диаметра Заутера уменьшается. Авторы работы предложили следующее корреляционное уравнение, позволяющее определить значение среднего диаметра Заутера:

$$d_{32} = (4.4 - 0.4 d_0) (\tan \varphi)^{-0.4} \left(\frac{P_g + 0.3}{P_{ж} + 2.3} \right)^{(-6.3 + 2.6 d_0 - 0.4 d_0^2)}, \quad (1.2.1)$$

где d_0 – диаметр отверстия сопла (мм);

φ – внутренний угол падения распылителя (градусы);

P_T – давление распыления (бар);

$P_{ж}$ – давление впрыска жидкости (бар).

Работа Очовиака (Ochowiak) [20] включает экспериментальный анализ процесса распыления жидкости с точки зрения влияния конструкции форсунки, а

также расхода газа и жидкости на размер образующихся капель. Результаты исследования доказали, что средний диаметр Заутера уменьшается с увеличением диаметра выходного сечения форсунки и скорости потока жидкости. При анализе полученных результатов использовалось уравнение, предложенное в работе [21]:

$$d_{32} = B \left(We_2 \frac{1}{\Pi_1} \right)^A, \quad (1.2.2)$$

где B – характеристическая постоянная отверстия;

We_2 – число Вебера для газа.

Число Вебера представляет собой соотношение между силами инерции воздуха и силами поверхностного натяжения, которое определяется уравнением:

$$We_2 = \frac{\rho_2 W^2 d_0}{\sigma_{ж}}, \quad (1.2.3)$$

где ρ_2 – плотность газа,

W – относительная скорость,

$\sigma_{ж}$ – поверхностное натяжение жидкости.

В формуле (1.2.2) показатель степени A был равен $-0,12$, константа B зависит от внутренней геометрии форсунки, значение которой было принято $2,465 \cdot 10^{-3}$ м, при $d_0 = 3$ мм, и $2,249 \cdot 10^{-3}$ м, при $d_0 = 4$ мм.

Мюльхельм и др. [22] также использовал формулу (1.2.2), предложенную Харари и Шерой [21] для определения d_{32} . Однако в их случае значение A составляло $-0,4$, а значение B зависело от свойств жидкости и диаметра распылителя. Для того, чтобы оценить связь между константой B , которая определяется физическими свойствами жидкости, и геометрией распылителя (точнее: диаметр выпускного отверстия распылителя) было использовано число Онезорге:

$$d_{32} = 0,21 Oh^{0,0622} \left(We_2 \frac{1}{\Pi_1} \right)^{-0,4}, \quad (1.2.4)$$

где число Онезорге определяется связью:

$$\frac{B}{d_0} = 0.210 h^{0.0622}. \quad (1.2.5)$$

Хорошее соответствие между экспериментальными и корреляционными данными было получено с помощью следующей зависимости [20]:

$$d_{32} = 1.35 \times 10^{-3} \left[\frac{1}{\Pi_1} \left(\frac{d_0}{D} \right) \right]^{-0.26}, \quad (1.2.6)$$

где D – диаметр камеры смешения.

Стоит обратить внимание на два вопроса. Уравнение (1.2.6) учитывает диаметр камеры смешения, равной 0,02 м, и то, что это справедливо только для анализируемых конструкции распылителей.

Хаммад и др. [23] доказали, что эффективность распыления имеет сильную зависимость от характера внутреннего потока внутри форсунок, а наиболее стабильное и качественное распыление значительно улучшается, когда поток внутри выходного отверстия является кольцевым. Ими было предложено корреляционное уравнение, учитывающее связь между качеством распыления и параметром внутреннего перехода потока для коэффициента корреляции $R^2 = 0.75$:

$$\frac{d_{32}}{d_0} = \frac{1.42}{1 + e^{\left[\frac{1.08 - \left(\frac{We_{жс}}{\Phi_{in}^{-0.314}} \right) \right]} / 0.8355} - 0.252}, \quad (1.2.7)$$

где Φ_{in} – соотношение количества движения жидкости и газа на одно отверстие для впрыска жидкости;

$We_{жс}$ – число Вебера на поверхности жидкости, равное:

$$We_{жс} = \frac{\rho_{жс} \varphi^2 d_{mix}}{\sigma_{жс}}, \quad (1.2.8)$$

где $\rho_{жс}$ – плотность жидкости;

φ – приведенная скорость жидкости в зоне смешения;

d_{mix} – диаметр камеры смешения.

Здесь выделена граница перехода между режимами с непрерывным и прерывистым характером течения внутри выходного отверстия:

$$\frac{We_{жс}}{\Phi_{ih}^{-0.314}} = 0.88. \quad (1.2.9)$$

Для поддержания стабильного кольцевого потока внутри выходного отверстия и, следовательно, для получения стабильного распыления, необходимо соблюдать значение $\frac{We_{жс}}{\Phi_{ih}^{-0.314}} < 0.88$.

Еще одна форма корреляционного уравнения была предложена Рамамурти и др. [24], где диаметр Заутера также зависит от массового расхода газа и жидкости и числа Рейнольдса:

$$d_{32} = 2.61 \times 10^{-3} \left[\frac{1}{\Pi_1} (Re_{жс}) \right]^{-0.66}. \quad (1.2.10)$$

Уравнение (1.13) справедливо для кольцевого течения и $Re_{жс} < 10000$. Для пузырькового течения уравнение принимает модифицированный вид [24]:

$$d_{32} = 4 \times 10^{-12} \left[Re_{жс} \left(\frac{1}{\Pi_1} \right)^{0.5} \right]^{-1.14}. \quad (1.2.11)$$

Истинно для значений $\frac{1}{\Pi_1}$ в диапазоне от 0,005 до 0,04 и для значений от 10 000 до 15 000.

В работе [25] было предложено корреляционное уравнение для определения значения d_{32} струи, создаваемой в результате распыления водных растворов кремнезема:

$$d_{32} = 9.79 \times 10^{-4} \left(We_2 \frac{1}{\Pi_1} \right)^{-0.11}. \quad (1.2.12)$$

Уравнение (1.2.12) позволяет обобщить связь между d_{32} , геометрией отверстия и характеристиками жидкости. Жидкость вытекает не через все сечение выпускного отверстия распылителя, а через кольцевое сечение с воздушным ядром.

Увеличение d_{32} с увеличением силы поверхностного натяжения связано с тем, что поверхностное натяжение препятствует образованию новой капли.

Это уравнение корректно при соблюдении следующих допущений: концентрация в растворе составляет <4%, $d_0 = 0,0017$ м, значение We_2 колеблется от 80 до 1700, а $\frac{1}{\Pi_1}$ – от 0,014 до 0,46.

Брониарз-Пресс и др. [26] провели исследования, связанные с процессом распыления водных растворов полиэтиленоксида с молярной массой от 1×10^6 до 8×10^6 кг/кмоль. Испытанные водные растворы полимеров проявили свойства неньютоновских жидкостей. На основании проведенных исследований авторами предложено корреляционное уравнение вида:

$$d_{32} = 1.2 \times 10^{-2} d_0 M_{\omega}^{0.25} \frac{1}{\Pi_1}^{-0.23}, \quad (1.2.13)$$

где M_{ω} – средняя молярная масса полимера.

Это уравнение действительно при $d_0 \in (0.003; 0.006)$ м и $\frac{1}{\Pi_1} \in (0.028; 0.92)$, то есть низкой газовой доли в двухфазном потоке.

С другой стороны, в работе [27], было проведено изучение распыла жидкостей с разными реологическими свойствами. Эксперименты показали одинаковую динамическую вязкость (при сдвиге) и различную продольную вязкость (при растяжении). Анализ полученных результатов показал влияние продольной (кинематической) вязкости как на изменение структуры внутреннего и внешнего течения, так и на увеличение диаметров образующихся капель. Кроме того, считается, что кинематическая вязкость также влияет на угол распыла. Математический анализ результатов позволил оценить взаимосвязь:

$$d_{32} = f(\eta_e^{0.28}). \quad (1.2.14)$$

Рассмотренные модели, показывают, что авторы используют различные формулы для определенных диапазонов давлений и расходов фаз. Все представленные выше формулы применяются относительно смесительных

устройств с двухфазным потоком, формирующим пузырьковую структуру, а также эти формулы для нахождения среднего диаметра Заутера, то есть определение дисперсности смеси на выходе, каждая из них может быть применена с учетом особенностей поставленной задачи.

1.3. Методики определения кризиса течения двухфазного потока

Определение кризиса течения двухфазного потока является более сложным, чем однофазного потока, из-за неравновесности температуры и скорости между жидкой и газовой фазами. Кризис течения в двухфазном потоке (эффект «запирания») может возникнуть, когда смесь истекает в среду с более низким давлением, при этом поток начинает дросселировать, а это означает, что расход не зависит от значения давления на выходе, критическая скорость звука в двухфазном потоке меньше скорости звука газа. Критический расход – это расход, при котором скорость течения в сопле (в самом наименьшем сечении геометрии) равна местной скорости звука. В целом, модели критического течения можно разделить на гомогенно-равновесные, гомогенно-неравновесные, неоднородно-равновесные и неоднородно-неравновесные модели. Ранние модели кризиса течения основаны на изоэнтропийном расширении и термодинамическом равновесии. Модель однородного равновесного потока представляется, как модель, где отсутствует обмен количеством движения между фазами и сохраняется тепловое равновесие между жидкостью и газом. Эти допущения означают, что нет разницы между скоростью жидкости и газа, а давление и температура жидкой и газовой фаз равны. Уоллис [28] представил подробный обзор теорий кризиса течения и аналитических подходов, он показал, что на критическую скорость истечения при двухфазном потоке влияет геометрия отверстия, отношение длины к диаметру, структура потока перед выходным сечением отверстия и форма проходного сечения.

Кризис течения в двухфазном потоке может возникнуть, когда смесь истекает в среду с более низким давлением, при этом поток начинает дросселировать, а это означает, что расход не зависит от значения давления на выходе, известно, что

критическая скорость звука в двухфазном потоке меньше скорости звука газа. Критический расход – это расход, при котором скорость течения в сопле (в самом наименьшем сечении геометрии) равна местной скорости звука. В общем, модели критического течения можно классифицировать, как модели раздельного течения однородного неравновесного двухфазного потока, модели однородного равновесного течения и, так называемая, модель однородного равновесного потока с незначительным кипением. Под термином равновесного двухфазного потока подразумевается равенство скоростей и температур во всей области течения в канале. Гомогенные, равновесные модели принимают, что течение фаз условно «раздельно».

Рассмотрим модели раздельного течения для определения кризиса течения в двухфазном потоке, в данных моделях предварительно вводятся следующие допущения:

- 1) межфазное взаимодействие не учитывается, газовая и жидкая фазы отделены друг от друга, они занимают некоторый объем в общем потоке;
- 2) профиль скорости однороден по каждой фазе;
- 3) граница раздела газ-жидкость гладкая;
- 4) давление равномерно по всей площади поперечного сечения канала;
- 5) теплофизические свойства отдельных фаз определяются статическим давлением;
- 6) межфазный перенос незначителен, процесс термодинамически равновесен.

Модель критического массового расхода Фауске [29] для гомогенного неравновесного потока задается следующим образом:

$$G_c = \left[\frac{S}{d \frac{\partial w_z}{\partial p} + (w_z e + w_{жс} f) \frac{\partial \dot{x}}{\partial p} + g \frac{\partial w_{жс}}{\partial p}} \right]^{\frac{1}{2}}, \quad (1.3.1)$$

где G_c – критический массовый расход;

$ж, z$ – индексы соответствующие жидкости и газу;

p – давление двухфазного потока.

Объёмная доля газа в потоке определяется, как соотношение расхода газовой фазы G_2 к общему расходу двухфазной смеси следующим образом:

$$\dot{x} = \frac{G_2}{G_2 + G_{жс}}, \quad (1.3.2)$$

$$d = \{(1 - \dot{x}) + S\dot{x}\} \dot{x}, \quad (1.3.3)$$

$$e = 1 + 2\dot{x}(S - 1), \quad (1.3.4)$$

$$f = 2\dot{x}S(1 - S) - 2S \left(1 - \frac{1}{S}\right), \quad (1.3.5)$$

$$g = \{S[1 + \dot{x}(S - 2)] - \dot{x}^2(S - 1)\}. \quad (1.3.6)$$

Скольжение скорости S в данной модели определяется максимальной кинетической энергией двухфазного потока:

$$S = \left(\frac{\rho_{жс}}{\rho_2}\right)^{\frac{1}{2}}, \quad (1.3.7)$$

где ρ – плотность.

Уоллис [30] сформулировал неравновесную гомогенную модель с использованием параметра X_{tt} Локхарта-Мартенелли [31], который учитывает газовую концентрацию двухфазной смеси α :

$$\alpha = (1 + X_{tt}^{0.8})^{-0.378}, \quad (1.3.8)$$

$$X_{tt} = \left(\frac{1}{\dot{x}} - 1\right)^{0.9} \left(\frac{w_{жс}}{w_2}\right)^{0.5} \left(\frac{\mu_{жс}}{\mu_2}\right)^{0.1}, \quad (1.3.9)$$

где $\mu_{жс}$, μ_2 – динамическая вязкость жидкости и газа.

$$G_c = \left\{ - \left[\frac{\dot{x}^2 dw_2}{\alpha dp} + \frac{(1 - \dot{x})^2 dw_{жс}}{(1 - \alpha) dp} + \left(\frac{2w_2\dot{x}}{\alpha} - \frac{2w_{жс}(1 - \dot{x})}{(1 - \alpha)} \right) \frac{d\dot{x}}{dp} - \right. \right. \\ \left. \left. - \left(\frac{w_2\dot{x}^2}{\alpha^2} - \frac{w_{жс}(1 - \dot{x})^2 dw_{жс}}{(1 - \alpha)^2 dp} \frac{d\alpha}{dp} \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{2}}, \quad (1.3.10)$$

$$S = \frac{w_z}{w_{жс}}, \quad (1.311)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + S \frac{w_{жс}}{w_z} \left(\frac{1 - \dot{x}}{\dot{x}} \right)}. \quad (1.312)$$

Муди [32] вывел следующее соотношение для критического массового расхода, используя следующие уравнения:

$$G_c = \left[\frac{2(w_{жс} + \dot{x}w_{жс z})}{a(ad + 2be)} \right]^{1/2}, \quad (1.313)$$

$$S = \left(\frac{w_z}{w_{жс}} \right)^{1/2}, \quad (1.314)$$

$$a = Sw_{жс} + \dot{x}(w_z - Sw_{жс}), \quad (1.315)$$

$$d = \left[\frac{1}{S^2 F} \frac{dF_z}{dp} - \frac{1}{F} \frac{dF}{dp} - \frac{1}{S^4 F} \frac{d(FS^2)}{dp} \right] + \dot{x} \left[\frac{1}{S^4 F} \frac{d(FS^2)}{dp} - \frac{1}{F} \frac{dF}{dp} \right], \quad (1.316)$$

$$e = \left[F \frac{d}{dp} \left(\frac{Sw_{жс}}{F} \right) + \frac{Sw_{жс}}{F} \frac{dF_z}{dp} - \frac{w_z}{F} \frac{dF_{жс}}{dp} \right] + \dot{x} \left[F \frac{d}{dp} \left(\frac{w_z}{F} \right) - F \frac{d}{dp} \left(\frac{SF}{F} \right) \right]. \quad (1.317)$$

Далее рассматриваются модели определения кризиса однородного равновесного двухфазного потока. Двухфазная смесь рассматривается, как псевдожидкость, обладающую свойствами, которые являются однородными по всей площади потока. Поскольку параметр скольжения скорости $S = 1$, в работе [33] концентрация газа α в двухфазном потоке определяется как:

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{w_{жс}}{w_z} \left(\frac{1 - \dot{x}}{\dot{x}} \right)}. \quad (1.318)$$

При параметре скольжения $S = 1$, получаем следующее соотношение для критического массового расхода:

$$Gc = \left\{ - \left[\dot{x} \frac{dw_z}{dp} + (1 - \dot{x}) \frac{dw_{жс}}{dp} + (w_z - w_{жс}) \frac{d\dot{x}}{dp} \right] \right\}^{-0.5}. \quad (1.319)$$

Уравнение (1.3.21) было получено Уоллисом [34] для гомогенного потока с незначительным подогревом. Производная концентрации по давлению, может быть рассчитана с учетом представления процесса изоэнтальпического или изоэнтروпического, и с учетом термодинамических соотношений.

$$G_c = \left\{ - \left[\dot{x} \frac{dw_z}{dp} + (1 - \dot{x}) \frac{dw_{жс}}{dp} \right] \right\}^{-0.5}. \quad (1.3.20)$$

Для изоэнтальпийного процесса, где энтальпия $h = const$ постоянна, и

$$dh = d(h_{жс} + \dot{x}h_{жсz}) = 0, \quad (1.3.21)$$

$$\frac{d\dot{x}}{dp} = - \frac{1}{h_{жсz}} \left(\frac{dh_{жс}}{dp} + \dot{x} \frac{dh_{жсz}}{dp} \right), \quad (1.3.22)$$

что в сочетании с уравнением (1.3.21) дает следующее соотношение для критической массовой скорости [33],

$$G_c = \left\{ - \left[\dot{x} \frac{dw_z}{dp} + (1 - \dot{x}) \frac{dw_{жс}}{dp} - \frac{w_{жсz}}{h_{жсz}} \left(\frac{dh_{жс}}{dp} + \dot{x} \frac{dh_{жсz}}{dp} \right) \right] \right\}^{-0.5}. \quad (1.3.23)$$

Для изоэнтропического процесса $s = const$ энтропия постоянна, и

$$ds = d(s_{жс} + \dot{x}s_{жсz}) = 0, \quad (1.3.24)$$

$$\frac{d\dot{x}}{dp} = - \frac{1}{s_{жсz}} \left(\frac{ds_{жс}}{dp} + \dot{x} \frac{ds_{жсz}}{dp} \right), \quad (1.3.25)$$

тогда соотношение для критического расхода [33] представляется, как:

$$G_c = \left\{ - \left[\dot{x} \frac{dw_z}{dp} + (1 - \dot{x}) \frac{dw_{жс}}{dp} - \frac{w_{жсz}}{s_{жсz}} \left(\frac{ds_{жс}}{dp} + \dot{x} \frac{ds_{жсz}}{dp} \right) \right] \right\}^{-0.5}. \quad (1.3.26)$$

Для изоэнтропического процесса термодинамическое соотношение:

$$Tds = dh - vdp, \quad (1.3.27)$$

$$dh - vdp = d(h_{жс} + \dot{x}h_{жсz}) - (w_{жс} + \dot{x}w_{жсz})dp = 0, \quad (1.3.28)$$

рассматривая энтальпию как функцию температуры и давления, изменения энтальпии для газа и жидкости можно выразить, соответственно, как,

$$dh_z = c_{pz} dT \quad (1.3.29)$$

$$dh_{жс} = c_{pг} dT + w_{жс} (1 - \beta T) dp, \quad (1.3.30)$$

где β – коэффициент объемного теплового расширения.

Тогда выражение для критического расхода:

$$G_c = \left\{ - \left[\dot{x} \frac{dw_{жс}}{dp} + (1 - \dot{x}) \frac{dw_{жс}}{dp} + (w_{жс} - w_{жс}) \left(\frac{w_{жс} + \dot{x} w_{жс}}{h_{жс}} - \right. \right. \right. \right. \\ \left. \left. \left. - \dot{x} c_{pг} \frac{T w_{жс}}{h_{жс}^2} - \frac{(1 - \dot{x})}{h_{жс}} \left(c_{pг} \frac{T w_{жс}}{h_{жс}} + w_{жс} (1 - \beta T) \right) \right) \right] \right\}^{-0.5}. \quad (1.3.31)$$

В работе предложена математическая модель [35] для определения скорости звука двухфазного потока, рассматривается изоэнтропический одномерный и равновесный поток. Предполагается, что изоэнтропический поток протекает от сечения «u» к сечению «с», где происходит кризис течения, как показано на рисунке 1.3.1.

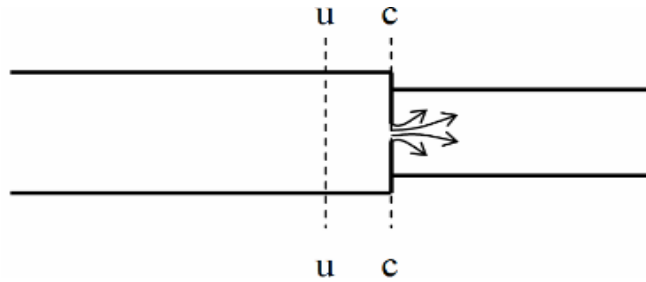


Рисунок 1.3.1 – Расположение сечения с кризисом течения (с) и бесконечно малого сечения близкого сечения потока (u)

Следующая форма уравнений сохранения массы и энергии используется для описания модели. Баланс массы потока между сечениями записывается, как:

$$w_u \cdot F_u \cdot \rho_u = w_c \cdot F_c \cdot \rho_c, \quad (1.3.32)$$

где w – скорость;

F – площадь поперечного сечения;

ρ – плотность потока.

Следующее уравнение энергии справедливо для изоэнтропического потока между сечениями:

$$i_u + \frac{w_u^2}{2} = i_c + \frac{w_c^2}{2}, \quad (1.3.33)$$

где i – энтальпия двухфазного потока.

Для изоэнтропического потока справедливы следующие соотношения:

$$\int_u^c di = \int_u^c \frac{dp}{\rho}, \quad (1.3.34)$$

$$\frac{p_u}{\rho_u^k} = \frac{p_c}{\rho_c^k} = \frac{p}{\rho^k}. \quad (1.3.35)$$

Интегрирование уравнения (1.3.34) с использованием соотношения (1.3.35) приводит к следующему соотношению изменения энтальпии:

$$i_c - i_u = \frac{k}{k-1} \frac{p_u}{\rho_u} \left[\left(\frac{\rho_c}{\rho_u} \right)^{k-1} - 1 \right]. \quad (1.3.36)$$

В месте кризиса потока и изоэнтропического течения скорость двухфазной смеси равна скорости звука a_c :

$$w_c = a_c = \left(\frac{\partial p}{\partial \rho} \right)_{s,c}^{1/2} = \sqrt{k p_c / \rho_c}. \quad (1.3.37)$$

Объединив уравнения (1.3.33) и (1.3.36) и используя уравнения (1.3.32), (1.3.35) и (1.3.37), получаем следующее соотношение для плотностей двухфазной смеси в сечениях «u» и «c»:

$$\frac{\rho_c}{\rho_u} = \left(\frac{1 + \frac{k-1}{2} \left(\frac{F_c}{F_u} \right)^2 \left(\frac{\rho_c}{\rho_u} \right)^{k+1}}{\frac{k+1}{2}} \right)^{\frac{1}{k-1}}. \quad (1.3.38)$$

Соотношение плотностей в сечениях уравнения (1.3.38) рассчитывается итеративно для заданных p_u и u_u . Критическое давление p_c рассчитывается по уравнению (1.3.35).

Следует отметить, что коэффициент изоэнтропического расширения между сечениями изменяется, среднее значение принято, как:

$$k = \frac{a_{\partial \varepsilon}^2}{p / \rho}, \quad (1.3.39)$$

Скорость звука $a_{\partial \varepsilon}$ с учетом равновесной модели скорости звука, так называемой модели «замороженной двухфазной скорости звука»:

$$a_{\partial \varepsilon} = \left[\frac{\partial \rho}{\partial p} \right]^{-\frac{1}{2}}, \quad (1.3.40)$$

где ρ – плотность двухфазного потока, рассчитывается как:

$$\rho = \alpha \rho_z + (1 - \alpha) \rho_{жс}, \quad (1.3.41)$$

и α представляет собой объемную доля газа в двухфазной смеси и определяется выражением:

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{1 - \dot{x}}{\dot{x}} \frac{w_z}{w_{жс}} \frac{\rho_z}{\rho_{жс}}}. \quad (1.3.42)$$

В уравнениях (1.3.41) и (1.3.42) индексы г и ж обозначают жидкостную и газовую фазу. Структура потока определяется, как соотношение расхода газовой фазы G_z к общему расходу двухфазной смеси следующим образом:

$$\dot{x} = \frac{G_z}{G_z + G_{жс}}. \quad (1.3.43)$$

Уравнение (1.3.40) дифференцируется в предположении отсутствия фазового перехода и пренебрежении зависимостью соотношения скоростей фаз от давления:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial p} = \frac{\alpha (1 - \alpha)}{\rho_{жс}} \frac{\partial \rho_{жс}}{\partial p} - \frac{\alpha (1 - \alpha)}{\rho_z} \frac{\partial \rho_z}{\partial p}. \quad (1.3.44)$$

После объединения уравнений (1.3.40), (1.3.41), (1.3.42) и (1.3.43), скорость звука из уравнений (1.3.39) рассчитывается как:

$$a_{\partial \varepsilon} = \left[\left(\alpha^2 + \alpha (1 - \alpha) \frac{\rho_{жс}}{\rho_z} \right) \frac{\partial \rho_z}{\partial p} + \left((1 - \alpha)^2 + \alpha (1 - \alpha) \frac{\rho_{жс}}{\rho_z} \right) \frac{\partial \rho_{жс}}{\partial p} \right]^{-\frac{1}{2}}. \quad (1.3.45)$$

Наконец, выражение для скорости звука двухфазного потока вычисляется как:

$$a_{\text{дв}} = \left[\frac{\alpha \rho}{\rho_z a_z^2} + \frac{(1-\alpha)\rho}{\rho_{жс} a_{жс}^2} \right]^{-1/2}. \quad (1.3.46)$$

Скорость скольжения S или соотношение скоростей фаз в уравнении (1.3.42) рассчитывается с помощью следующей параметрической функции, которая объединяет корреляции S_{Ch} – значение минимальной погрешности [36], S_Z – как максимальное значение сдвига фазовых скоростей газа и жидкости [37]:

$$S = \frac{w_z}{w_{жс}}, \quad (1.3.47)$$

$$S = \begin{cases} S_{Ch}, & S_{Ch} < S_Z, \\ S_Z, & S_{Ch} > S_Z \end{cases}, \quad (1.3.48)$$

где максимальное значение сдвига фазовых скоростей и значение минимальной погрешности определяется:

$$S_Z = \left(\frac{\rho_{жс}}{\rho_z} \right)^{1/3}, \quad (1.3.49)$$

$$S_{Ch} = \left[1 + \dot{x} \left(\frac{\rho_{жс}}{\rho_z} - 1 \right) \right]^{-0,5}, \quad (1.3.50)$$

Рассмотрев модели определения кризиса течения в двухфазном потоке, необходимо учесть, что авторы работали двухфазным потоком пузырьковой структуры. Это означает, что содержание жидкой фазы в двухфазной смеси в несколько раз превышает газовую фазу, область давлений подачи фаз и сформировавшейся смеси не превышает 3 МПа. Также в представленных моделях определяется критический массовый расход за исключением последней модели, где определяется скорость звука в двухфазной смеси. Данные модели актуальны при малых значениях объемной доли газа, расхода и давлениях.

ГЛАВА 2. СТЕНД ДЛЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ

2.1 Схема установки

Данный стенд предназначен для исследования распыла жидкостей с заданными параметрами расхода и давления. Назначение установки – обеспечить расходы газовой фазы (воздух) и жидкостной фазы (вода) в определённых величинах значений расходов и давлений фаз на входе для получения при их смешении двухфазного потока газок капельной структуры, а также произвести точные измерения входных и выходных газодинамических параметров и характеристик.

Рабочая установка условно делится на 2 тракта – гидравлический и пневматический. Общий вид установки изображён на рисунке 2.1.1. В Гидравлический тракт указан синим цветом, а пневматический зелёным.

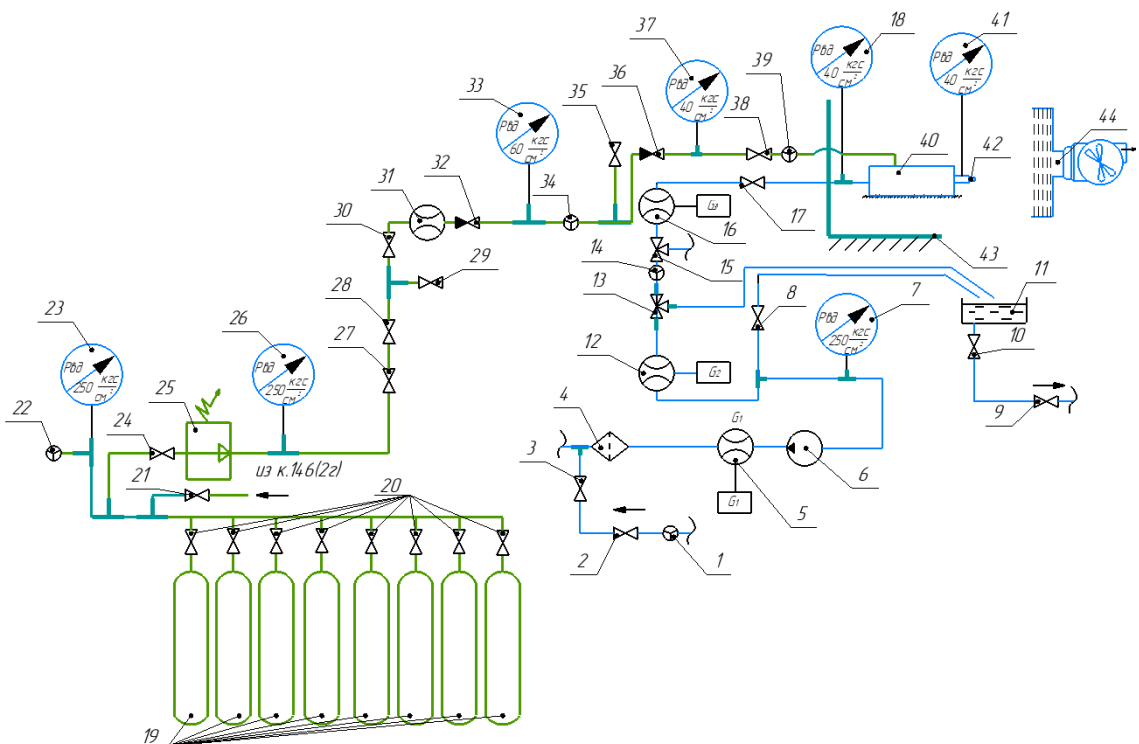


Рисунок 2.1.1 – Схема экспериментальной установки

Обозначения элементов установки на рисунке 2.1.1 и их технические характеристики:

- 1) кран подачи воды из водопровода перекрывной;
- 2) кран соединительный;
- 3) кран соединительный;
- 4) фильтр тонкой очистки FM-A03 1";
- 5) расходомер-счетчик электромагнитный РСЦ 000001РЭ ($P_{\max} = 2.5$ МПа, $Q_{\max} = 29$ м³/ч) с дисплеем;
- 6) насос высокого давления Huter W195-QL ($P_{\max} = 190$ бар, $Q_{\max} = 420$ л/час);
- 7) манометр ГОСТ 2405-63, $P = 250$ кгс/см²;
- 8) кран тонкой регулировки воды на объект исследования;
- 9) кран сливной водопроводный;
- 10) кран сливной водопроводный от бака;
- 11) ванна размером 1,2x0,68x0,3 м; полный объём 225 л, рабочий 110л;
- 12) расходомер-счетчик жидкости РВШ ТТ-010-160-Z-T1 ($P_{\max} = 20$ МПа, $Q_{\max} = 1,3$ м³/ч) с дисплеем;
- 13) кран тонкой регулировки воды на объект исследования;
- 14) кран перекрывной на объект исследования;
- 15) кран соединительный, регулировочный;
- 16) расходомер-счетчик Circular Gear Flow Meter № GTGF04F1M2B1 ($P_{\max} = 4$ МПа, $Q=5-250-0,5\%$ л/ч) с дисплеем;
- 17) кран тонкой регулировки воды на объект исследования
- 18) манометр на входе в объект исследования Росма №3187, $P = 60$ кгс/см².;
- 19) запорные вентили воздушных баллонов высокого давления $P = 300$ бар, нержавеющая сталь;
- 20) баллонная батарея (8 баллонов $V = 40$ л, $P = 200$ атм.);
- 21) бран заправки воздуха высокого давления из компрессорной Т114, $P = 300$ бар, нерж. Сталь;
- 22) кран перепускной, вывода воздуха из тракта;

- 23) манометр, давление воздуха на входе в систему до редуктора (до 250 кгс/см²) ГОСТ 2405-63;
- 24) кран перекрываемой воздушного тракта;
- 25) редуктор давления AP-025-01;
- 26) манометр, давление воздуха на выходе в систему после редуктора (до 60 кгс/см²) ГОСТ 2405-63;
- 27) кран шаровый подачи газа к расходомеру;
- 28) кран шаровый подачи газа к расходомеру;
- 29) кран игольчатый регулировки расхода воздуха;
- 30) кран перекрываемой для регулировки давления после редуктора;
- 31) расходомер газа In-Flow F-206AI-AGD-44-V P_n = 100 бар, мин. Q_{min} = 0,4...20 м³/ч, Q_{max} 4...200 м³/ч;
- 32) обратный шариковый клапан, предотвращающий попадание воды в расходомер;
- 33) манометр давления воздуха в системе Физтех P = 40 кгс/см²;
- 34) кран перекрываемой, предотвращающий попадание воды в расходомер;
- 35) кран перепуска воздуха;
- 36) обратный шариковый клапан, предотвращающий попадание воды в расходомер;
- 37) манометр Физтех, P = 40 кгс/см²;
- 38) кран тонкой регулировки подачи воздуха на объект исследования;
- 39) кран перекрываемой;
- 40) смесительное устройство;
- 41) манометр Физтех, P = 40 кгс/см²;
- 42) форсунка;
- 43) система позиционирования LaVision;
- 44) вентилятор ВЦ 5-45-4,25; 3000 об/мин, 1700-4500 м³/час.

Для того, чтобы провести эксперимент сначала в пневматический тракт стенда подается воздух из баллонной батареи, давление в тракте поддерживается до 3 Мпа, это вынужденная мера, которая предотвращает попадание воды в

воздушный тракт. Открываются вентиль поз.20 одного из баллонов батареи поз.19, далее открывается редуктор поз.26, а манометры поз. 23 и 26 показывают давление воздуха на входе и на выходе до и после редуктора, редуктор открывается до необходимого давления, при этом все краны тракта, кроме поз. 38 и 39 открыты. После этого можно приступить к подаче воды, по гидравлическому тракту, открываются краны поз.1,2,3,8,13,14,15,18, вода поступает в смесительное устройство поз.40, включается насос высокого давления поз.6. Вода проходит этап очистки через фильтр тонкой очистки поз.4, расход подачи показывает расходомер поз.5, кран поз.8 необходим для предотвращения гидроудара при включении насоса и одновременно является одним из кранов регулирования расхода подачи воды в смесительное устройство.

После подачи воды в смесительное устройство поз.40, открывается кран поз.39, воздух начинает поступать в смеситель. Расход подачи воздуха в систему регулируется краном тонкой регулировки поз.38, значение расхода можно отслеживать на индикаторе расходомера поз.31. Очень важной задачей при формировании высококонцентрированного воздухом двухфазного потока с относительно высоким значением статического давления (газокапельной структуры) является предотвращение попадания воды в воздушный тракт. Стандартные обратные клапаны не подходят для таких задач, поэтому были установлены специальные шариковые обратные клапаны поз.32,36, они достаточно «чувствительные», а их количество, а также упорядоченное открытие кранов по тракту, позволяет решить эту задачу.

Расход воды регулируется сразу двумя перекрываемыми кранами поз.13,14, путем слива воды в ванну поз.11, и двумя игольчатыми кранами тонкой регулировки поз.8,17. Расход воздуха регулируется краном тонкой регулировки поз. 38. При выходе на режим измеряются расходы и давления фаз. Давление двухфазной смеси перед выходом форсунки поз.42, измеряется манометром поз.41.

Во время проведения эксперимента на стенде работает вентилятор поз.44, который удаляет образовавшийся туман наружу из помещения для предотвращения оседания ее на датчиках и оптической технике.

2.2. Методика измерения скоростей. Основы PIV-метода

В настоящее время для решения задачи измерения полей скоростей в факеле распыла наибольшее распространение получили методы лазерной доплеровской анемометрии и методы, основанные на регистрации и обработке изображений потоков частиц. В данной работе использовался один из PIV-методов. Классический Particle Image Velocimetry (PIV) метод заключается в измерении скоростей частиц в плоскости лазерного «ножа». То есть, поток засеивается частицами и в нём засвечивается необходимое сечение. Именно в проекции на это сечение будут измерены количественные характеристики потока. При измерении двух компонент скорости вдоль двух пространственных координат PIV метод реализуется с помощью лазерного листа и камеры (рис. 2.2.1.). Лазерный луч, проходя через цилиндрическую линзу превращается в плоский пучок света, толщина которого равна 1-1,5 мм. Лазерный «нож» засвечивает (выделяет) узкое сечение в исследуемом течении, где и определяются количественные характеристики сечения. Камера производит два снимка в определённый момент времени и через известный интервал времени после него. На втором снимке можно наблюдать смещение частиц относительно первого изображения. Путём компьютерной обработки определяется поле смещения, что позволяет найти либо вектор скорости одной отдельной частицы (PTV – Particle Tracking Velocimetry), либо группы частиц. Также отметим, что метод работоспособен и при высокой концентрации частиц, даже когда частицы разрешить нельзя: в этом случае ищется корреляция световых полей, образованных двумя лазерными импульсами (корреляция спектров [38]).

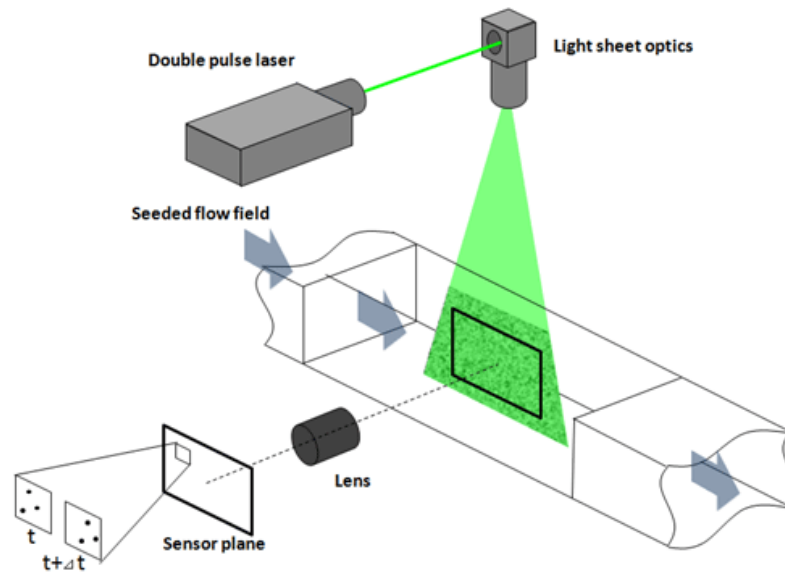


Рисунок 2.2.1 – Принцип работы «плоского» PIV

Недостатком классического PIV метода является способность определять только проекции скорости на плоскость лазерного листа. Поэтому, в случаях, когда перпендикулярная составляющая велика, необходимо использовать стерео-PIV метод во избежание неустраняемой ошибки в измерении скоростей (рисунок 2.2.2).

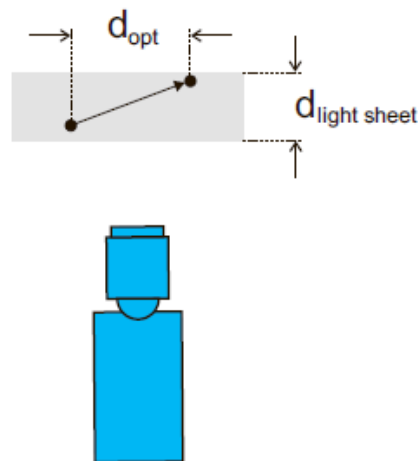


Рисунок 2.2.2 – Неотъемлемая ошибка при использовании 2D PIV

В стереоскопическом методе (рисунок 2.2.3) используется дополнительная камера для обнаружения третьей составляющей скорости. Используя два разных угла обзора, можно получить проекции вектора скорости в двух плоскостях. Поскольку расположение обеих камер известно, вы можете извлечь все три

составляющие скорости в двух проекциях. Таким образом, помощью стереоскопического PIV все три составляющие скорости могут быть измерены в двумерной области (2D-3C).

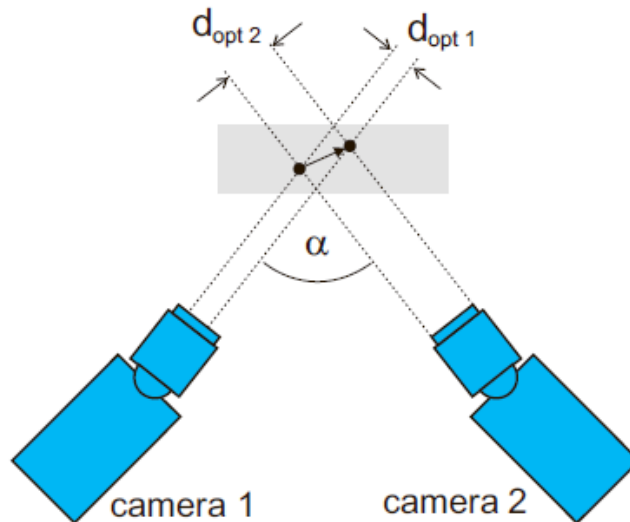


Рисунок 2.2.3 – Стереоскопический PIV

Одной из проблем, связанных с наклонным направлением обзора, является ограниченная глубина резкости, которую можно достичь, дополнительно наклоняя плоскость матрицы камеры относительно ориентации объектива и светового поля, как изображено на рисунке 2.2.4. В соответствии с критерием Шеймпфлюга плоскость матрицы камеры, плоскость линзы и плоскости лазерного «ножа» для каждой камеры должны пересекаться по общей линии. Такое расположение приводит к сильному искажению перспективы. Коэффициент увеличения больше не является постоянным во всем поле зрения и требует дополнительной калибровки. Шеймпфлюг-фильтр устанавливается между объективом камеры и матрицей, обеспечивая необходимый угол наклона плоскостей изображения и линзы.

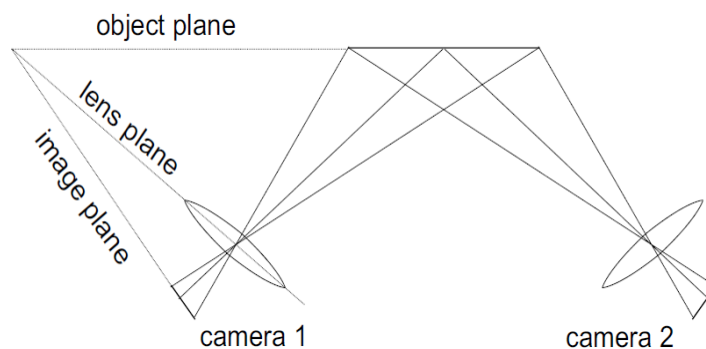


Рисунок 2.2.4 – Критерий Шеймпфлюга

Необходимым условием для стереоскопического PIV является точная калибровка двух камер. Коррекция смещения оси обзора является неотъемлемой частью стереоскопического PIV и должна проводиться с осторожностью, чтобы обеспечить точные результаты. В LaVision используется полностью эмпирический метод калибровки, который не предполагает измерения углов или расстояний. Для калибровки используются двухуровневые калибровочные пластины с определенным разделением точек калибровки плоскости и расстоянием между отметками (рисунок 2.2.5). Во время процедуры калибровки не допускается изменения положения пластины, так как это часто приводит к ошибкам. Доступны две пластины разных размеров, подходящие для разных углов обзора (рисунок 2.2.6). Важно, чтобы калибровочная пластина была установлена параллельно лазерному листу.

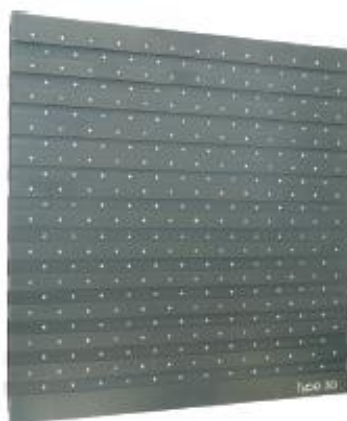


Рисунок 2.2.5 – Двухуровневая калибровочная пластина

Поскольку векторы могут быть рассчитаны только в области перекрытия изображений обеих камер, камеры регулируются таким образом, чтобы получить максимальное перекрытие. Убедитесь, что все изображения сфокусированы.

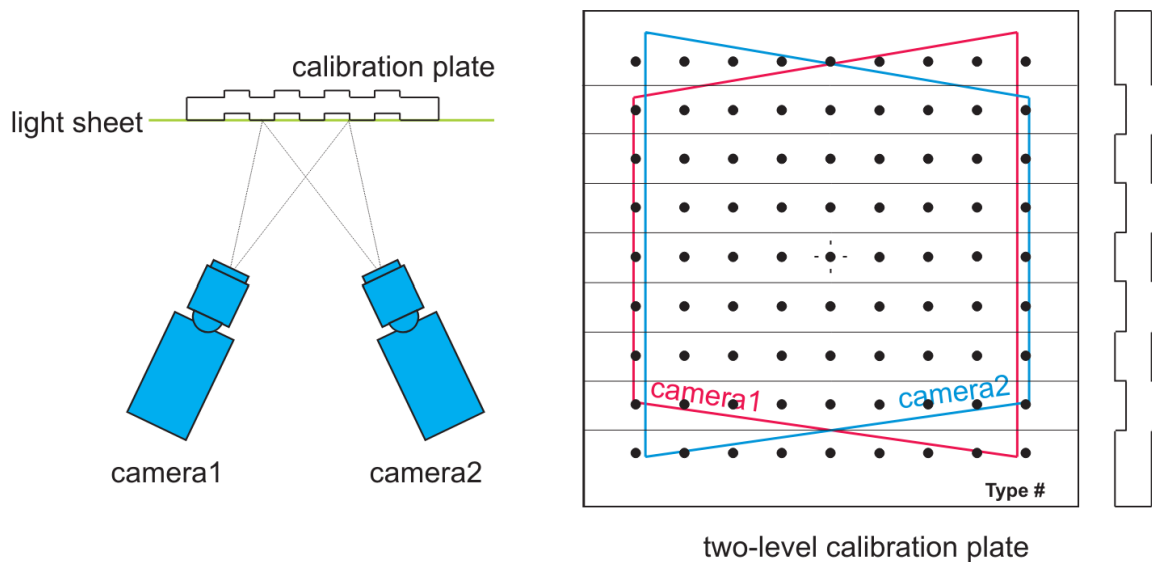


Рисунок 2.2.6 – Калибровка PIV системы

Необходимо убедиться, что угол обзора в плоскости калибровки между двумя камерами превышает 10 градусов. Рекомендуется использовать расстояние между углами от 30 до 45 градусов.

Чтобы избежать расфокусировки из-за наклонного направления обзора, используются небольшие отверстия или Шеймпфлюг-фильтры (рисунок 2.2.7). Регулировка Шеймпфлюг-фильтров осуществляется опытным путём.

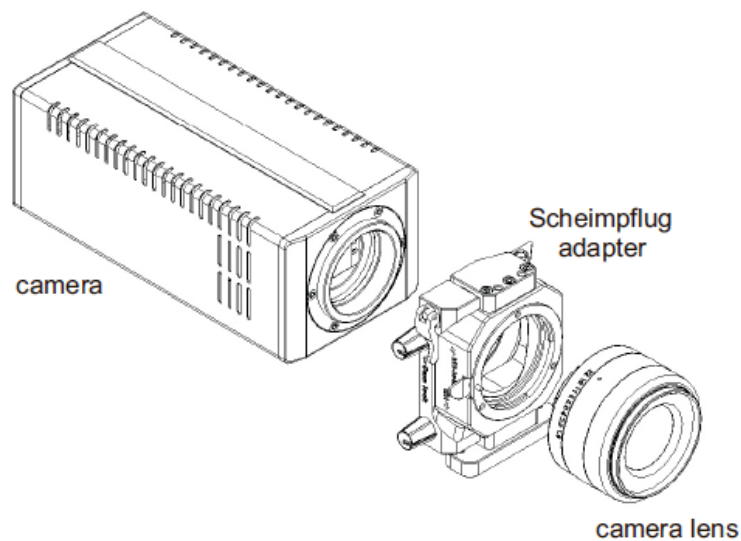


Рисунок 2.2.7 – Шеймпфлюг-фильтр

2.3. Определение поля смещений

Задача, которая составляет основу PIV и теневого метода, – это задача компьютерной обработки – определение поля смещения по сравнению двух изображений. Эту задачу позволяет решить кросскорреляционный метод.

Базовый алгоритм, основанный на принципе прямой кросс-корреляции, заключается в разбиении пары изображений на элементарные расчетные области равного размера, которые называются областями опроса. В каждую такую область попадает определённое количество частиц. На втором изображении области опроса сдвигаются параллельным переносом по обеим осям на пробные целочисленные смещения (например, на один пиксель вниз и на два пикселя вправо и т. д.). В итоге для каждого такого пробного сдвига считается коэффициент кросс-корреляции (рисунок 2.3.1). Для квадратной области опроса размером N на N , для пробного сдвига на a пикселей по оси x и на b пикселей по оси y коэффициент кросс-корреляции определяется по формуле:

$$c(a, b) = \frac{1}{N^2} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N \frac{I_1(i, j) - \mu_1}{\sigma_1} \frac{I_2(i+a, j+b) - \mu_2}{\sigma_2}, \quad (2.3.1)$$

где I_1 и I_2 – яркости пикселей;

μ_1 и μ_2 - средние яркости по области опроса;

σ_1 и σ_2 - нормировки на стандартные отклонения яркости, рассчитанные по всем пикселям области опроса в первом и втором изображениях соответственно.

Коэффициент кросс-корреляции будет максимальным, когда все частицы второго изображения наложились на частицы первого изображения с учетом сдвига. То есть, если все точки в области опроса сместились параллельным переносом, то коэффициент кросс-корреляции будет равен единице. На практике он будет всегда меньше.

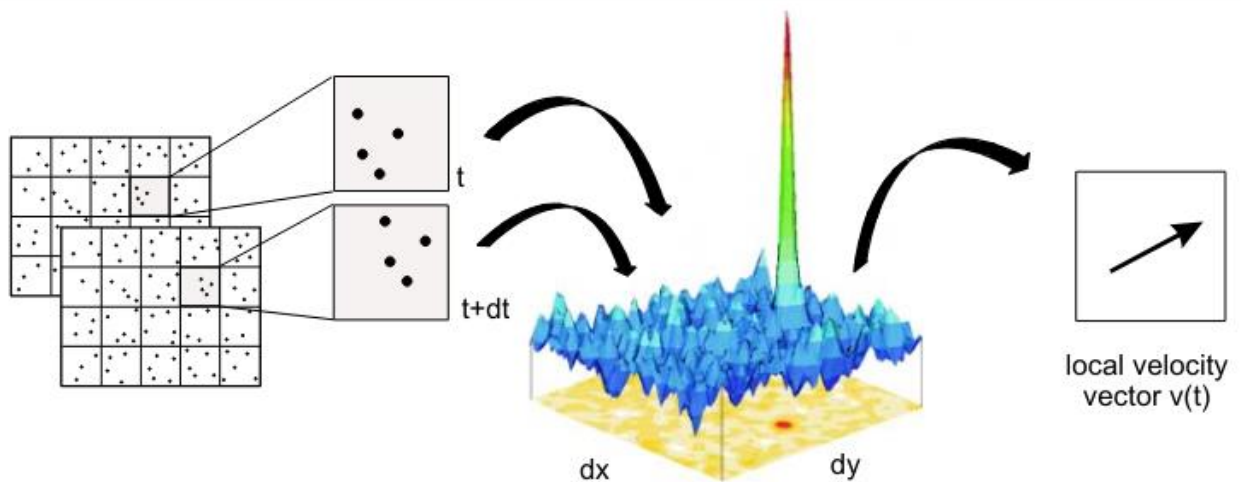


Рисунок. 2.3.1 – Схема обработки кросскорреляционным методом

Чтобы найти дробную часть смещения вблизи пика кросскорреляционной функции, форма пика аппроксимируется наиболее подходящей функцией. Тогда экстремум определяет дробную часть смещения. Результаты обработки изображения кросскорреляционным методом указаны на рисунке 2.3.2.

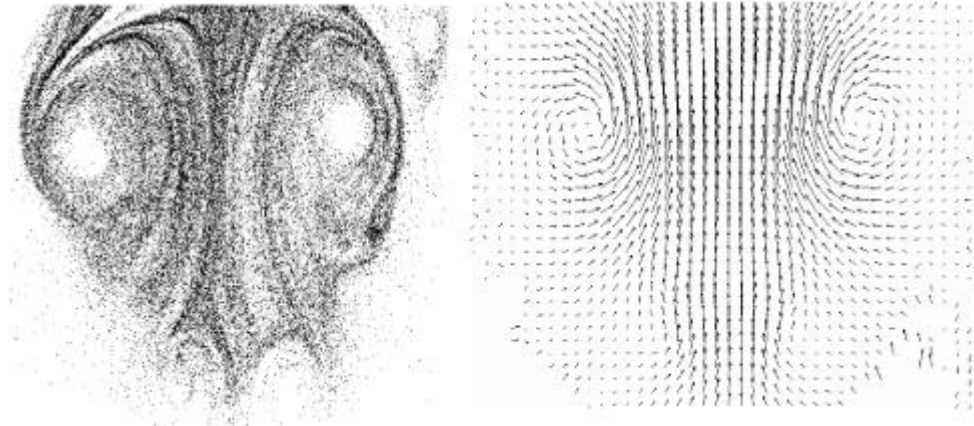


Рисунок. 2.3.2 – Результат обработки изображения кросскорреляционным методом

В случае, если фототехника не позволяет проэкспонировать два изображения на один и тот же кадр, можно снять сцену с более длинной выдержкой, и во время этой выдержки два раза мигнуть лазерным листом. Но тогда два изображения будут на одном и том же кадре. Тогда приходится пользоваться автокорреляционной функцией (Рисунок 2.3.3).

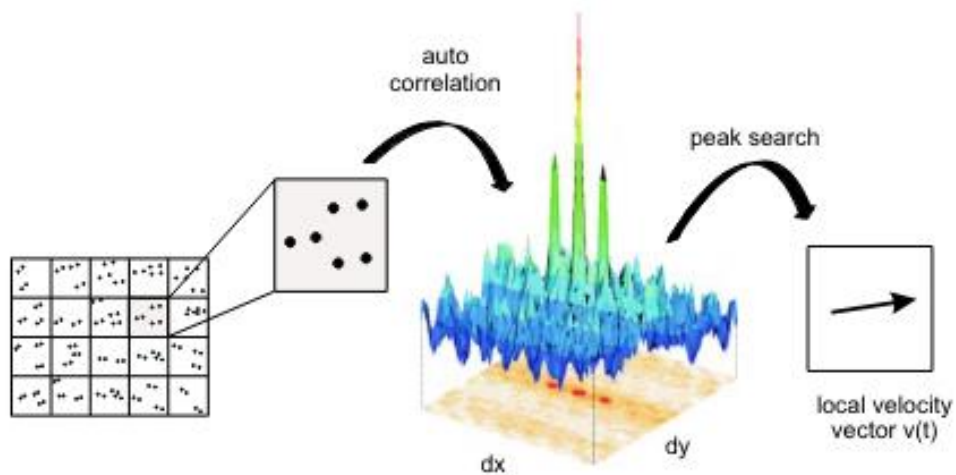


Рисунок. 2.3.3 – Схема обработки автокорреляционным методом

На рисунке 2.3.3 видно три выраженных пика, причём пара более низких являются равноправно истинными. Это негативное последствие наложение двух снимков на один кадр. Мы можем определить модуль смещения, но не можем точно утверждать, какое положение было начальное, а какое конечное. А наибольший

пик появляется в результате наложения точки самой на себя (отсутствие смещения).

2.4. Оценка погрешности стерео PIV

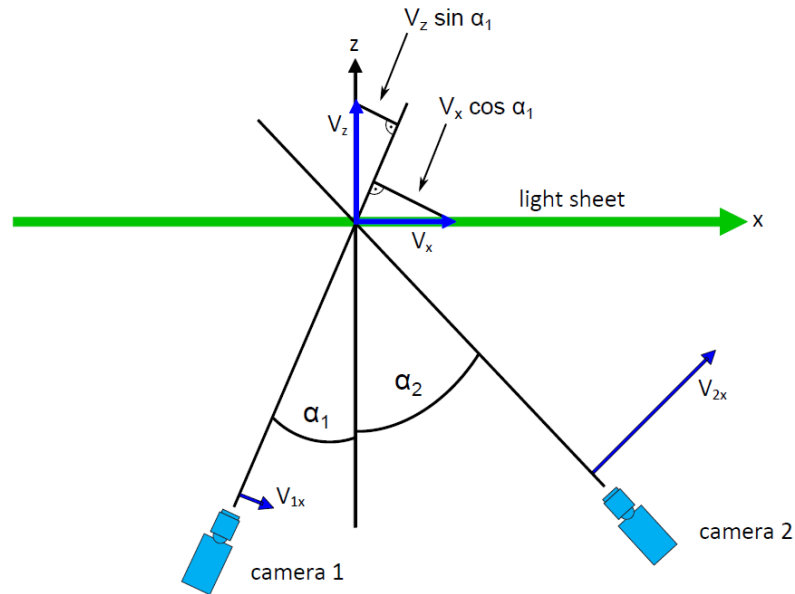


Рисунок. 2.4.1 – Схема расположения камер

При обычной установке камер в плоскости xz (Рисунок 2.4.1) измеренные x -компоненты V_{1x} и V_{2x} на необработанных изображениях камеры 1/2 представлены в виде:

$$V_{1x} = V_x \cos \alpha_1 + V_z \sin \alpha_1, \quad (2.4.1)$$

$$V_{2x} = V_x \cos \alpha_2 + V_z \sin \alpha_2, \quad (2.4.2)$$

при этом y -компоненты идентичны: $V_{1y} = V_{2y} = V_y$, где $V = (V_x, V_y, V_z)$ - истинные составляющие скорости в мировой системе координат, а ось z здесь направлена в сторону от камер.

Решение этих уравнений приводит к системе:

$$V_x = (V_{1x} \sin \alpha_2 + V_{2x} \sin \alpha_1) / \sin(\alpha_2 - \alpha_1), \quad (2.4.3)$$

$$V_z = (V_{1x} \cos \alpha_2 + V_{2x} \cos \alpha_1) / \sin(\alpha_2 - \alpha_1), \quad (2.4.4)$$

$$V_y = (V_{1y} + V_{2y}) / 2. \quad (2.4.5)$$

Распространение ошибок в системе $z = ax + by$ с равными ошибками в x и y приводит к ошибкам:

$$rms(z) = rms(x)\sqrt{a^2 + b^2}, \quad (2.4.6)$$

поэтому ошибки для V , указанные выше, равны:

$$rms(V_x) = rms(V_{1x,2x}) \frac{\sqrt{\sin^2 \alpha_1 + \sin^2 \alpha_2}}{|\sin(\alpha_2 - \alpha_1)|}, \quad (2.4.7)$$

$$rms(V_z) = rms(V_{1x,2x}) \frac{\sqrt{\cos^2 \alpha_1 + \cos^2 \alpha_2}}{|\sin(\alpha_2 - \alpha_1)|}, \quad (2.4.8)$$

$$rms(V_y) = rms(V_{1x,2x}) / \sqrt{2}. \quad (2.4.9)$$

Пример 1: для типичной симметричной настройки $\alpha = \alpha_1 = -\alpha_2$ ошибки в V_x и V_z уменьшаются до:

$$rms(V_x) = rms(V_{1x,2x}) / (\sqrt{2} |\cos \alpha|), \quad (2.4.10)$$

$$rms(V_z) = rms(V_{1x,2x}) / (\sqrt{2} |\sin \alpha|). \quad (2.4.11)$$

Так, например, для $\alpha = 45^\circ$ ($\sin 45^\circ = \cos 45^\circ = 1/\sqrt{2}$) ошибки в V_x и V_z такие же, как и для V_1 или V_2 . Меньшие углы приводят к меньшим ошибкам в V_x , но, как и ожидалось, к большим ошибкам в V_z .

Пример 2: Давайте рассмотрим сильно асимметричную установку (Рисунок 2.4.1), которая иногда встречается, например, в подводном PIV:

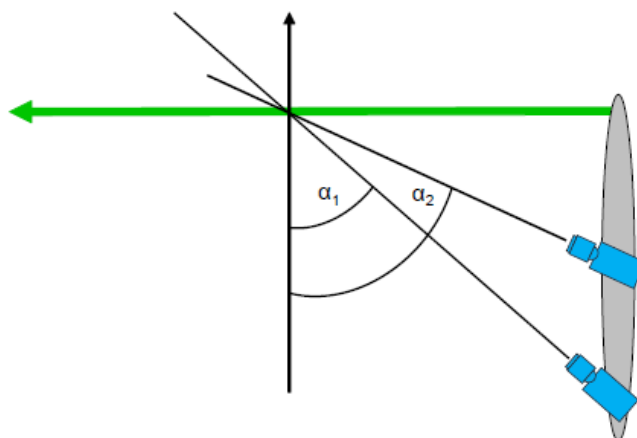


Рисунок. 2.4.2 – Асимметричная схема расположения камер

При $\alpha_1 = 45^\circ$ и $\alpha_2 = 65^\circ$ угол между камерами очень мал. Погрешность определяется по формулам:

$$rms(V_x) = rms(V_{1x,2x}) \cdot 3,4, \quad (2.4.12)$$

$$rms(V_z) = rms(V_{1x,2x}) \cdot 2,4, \quad (2.4.13)$$

Как и ожидалось, коэффициенты ошибок довольно велики. Если, например, в плоском 2D-PIV ожидается ошибка в 0,05 пикселя, то здесь ошибка больше на 0,15 пикселя. С другой стороны, поле зрения в направлении x также увеличивается примерно на 50% благодаря перспективному обзору.

Вопросам, связанным с исследованием погрешностей PIV-метода, посвящено некоторое количество научных работ. В частности, в работе [39] была проведена теоретическая оценка погрешностей. А в работе [40] точность метода рассчитывалась на основе синтетических изображений.

2.5. Оптимальный угол между камерами

Суммарные ошибки V_x и V_z для общего случая задаются как:

$$rms(V_{x,z}) = rms(V_{1x,2x}) \sqrt{2} / |\sin(\alpha_2 - \alpha_1)|. \quad (2.5.1)$$

Очевидно, что это минимальное значение для угла между камерами в 90° ($\alpha_1 - \alpha_2 = 90^\circ$). Это значение часто упоминается в литературе, но на самом деле оно не является оптимальным по двум причинам:

1) DaVis вычисляет векторы в виртуальном окне опроса в мировой системе координат, которая сопоставляется с необработанными изображениями для получения соответствующих пикселей. Для угла, например, 45° окно опроса размером 32 на 32 пикселя в мировой системе координат (системе конечного векторного поля) соответствует сжатому окну размером примерно 23 на 32 пикселя на необработанных изображениях камеры 1 и камеры 2. Таким образом, для вычисления V_{1x} и V_{2x} доступно меньше пикселей, что увеличивает ошибку.

Количество пикселей в направлении x уменьшается в $\cos\alpha$ раз, поэтому ошибка увеличивается в $1/\sqrt{\cos\alpha}$ раз.

2) Другим эффектом, который труднее поддается количественной оценке, является ошибка, возникающая из-за того, что обе камеры просматривают неодинаковый объем опроса при увеличенной толщине светового слоя. При наличии градиентов скорости в направлении z в сочетании с градиентами в плоскости, погрешности могут достигать 10-50% в зависимости от толщины светового слоя. Погрешность увеличивается при больших ракурсах съемки.

Таким образом, оптимальный угол обзора камеры в режиме Stereo-PIV составляет от 30° до 35° .

2.6. Теневой метод

Теневой метод произошел из классических рефракционных методов визуализации с использованием цифровых технологий обработки. Техника теневой графики (подсветка) используется для визуализации частиц. Метод основывается на анализе рефракционной картины, полученной в результате прохождения света через исследуемый объект (рис 2.6.1). Течение находится между фоном и объективом камеры. Источником света может быть импульсный лазер со специальной осветительной оптикой или лампа-вспышка. Этот метод позволяет получить информацию о распределении частиц по размерам, форме и скорости их перемещения.

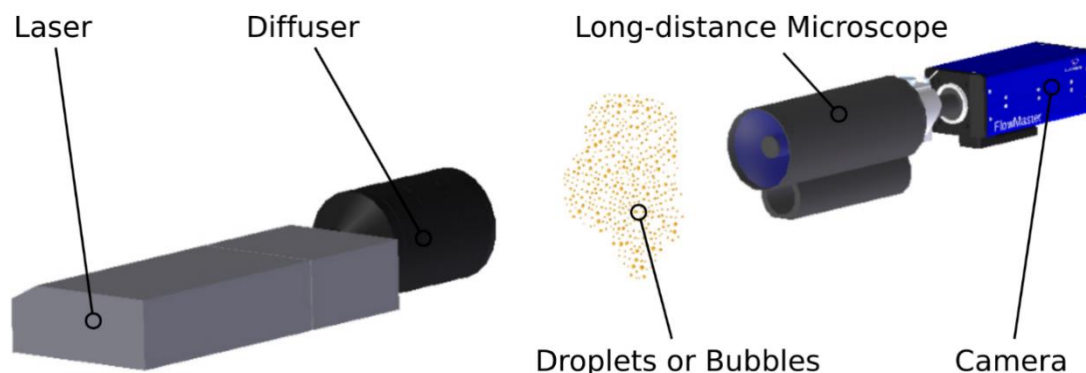


Рисунок 2.6.1 – принцип работы теневого метода

2.7. Алгоритм определения размеров капель

Для определения размера частиц к изображениям применяется алгоритм двухэтапной сегментации с пороговым значением. Первая сегментация позволяет расположить частицы в так называемых ограничивающих рамках, на втором этапе эти сегменты анализируются отдельно на предмет размера, формы и положения.

Сегментация выполняется на перевернутом теневом изображении с высокой интенсивностью для частиц и низкой интенсивностью для фона. Для получения обратной интенсивности теневое изображение вычитается из эталонного изображения (Рисунок 2.7.1). Эталонное изображение представляет собой свет от источника, попадающий на матрицу камеры.

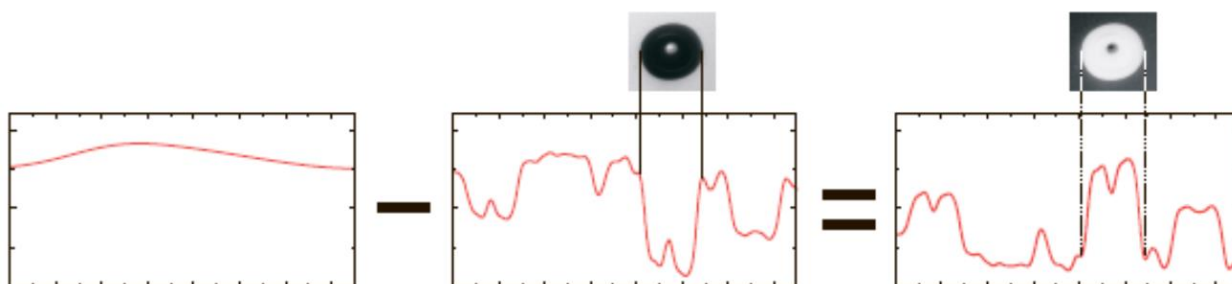


Рисунок 2.7.1 – Инвертирование теневого изображения

Для первой сегментации используется определенный пользователем глобальный порог обнаружения частиц. Глобальный порог определяется как разница между максимальной и минимальной интенсивностью перевернутого изображения.

На рисунке 2.7.2 показан профиль интенсивности перевернутого изображения частиц с соответствующими пороговыми значениями для первой сегментации. Алгоритм находит когерентные области, превышающие глобальный порог, и располагает прямоугольник вокруг этого сегмента изображения. Пиксель будет принадлежать определенному сегменту, если его интенсивность превышает глобальный порог, и он находится рядом с другим пикселем этого сегмента.

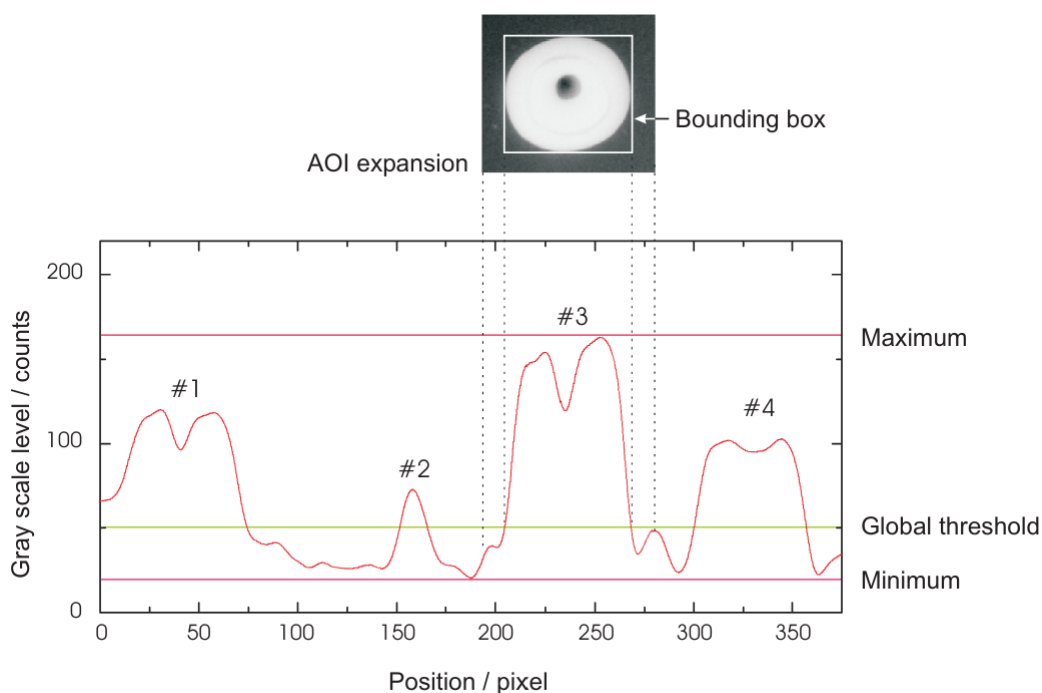


Рисунок 2.7.2 – Пороговые значения для первой сегментации

В качестве глобального порога используется определенный процент разницы между максимальной и минимальной интенсивностью. Это значение применяется к изображению во время первой сегментации. Все области на изображении, превышающие этот порог, учитываются для следующего шага. Меньшие пики будут проигнорированы при дальнейших расчетах, поскольку их интенсивность ниже глобального порога.

На втором шаге сегментации выделяются области изображения, которые превышают общий порог. Вокруг сегментов располагаются прямоугольники с горизонтальными и вертикальными краями. Это ограничивающая рамка. При второй сегментации каждый сегмент анализируется отдельно. На рис. 2.7.3 показаны пороговые значения для второй сегментации в качестве примера для частицы №3 с рисунка 2.7.2. Необходимо выбрать верхнее и нижнее пороговое значение для второй сегментации.

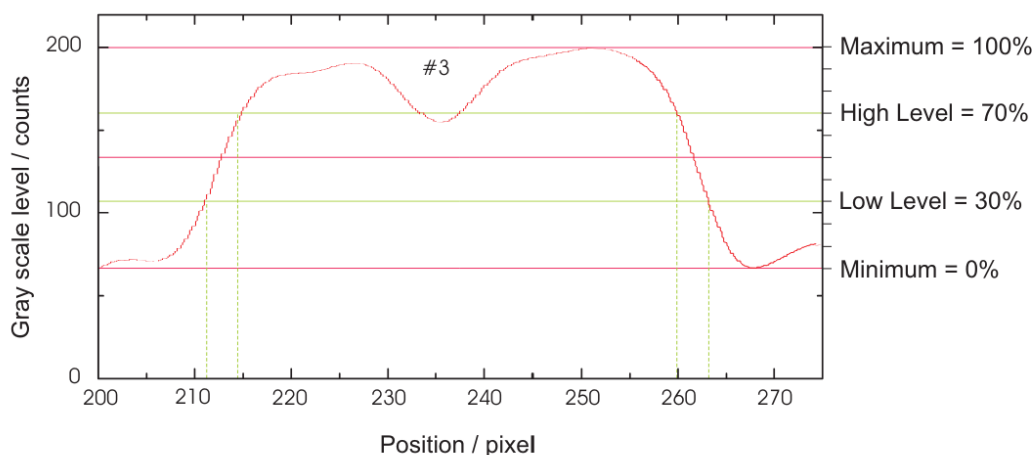


Рисунок 2.7.3 – Пороговые значения для второй сегментации

Далее алгоритм подсчитает количество пикселей с интенсивностью выше верхнего порогового уровня и количество пикселей с интенсивностью выше нижнего порогового уровня. Исходя из количества пикселей, вычисляется площадь частиц для обоих пороговых значений. Для каждого уровня вычисляются самая длинная и самая короткая оси и соответствующий диаметр окружности (предполагается, что частица представляет собой окружность этой площади).

В конечном итоге вычисляются центр масс, диаметр частицы и эксцентриситет, которые рассчитываются как среднее значение для обоих уровней. Для получения масштабированного диаметра применяется абсолютный коэффициент масштабирования изображения.

2.8. Расчёт скорости и калибровка теневого метода

Используя двух-импульсный источник света и двух-кадровую камеру, можно оценить скорости отдельных частиц. В отличие от классического PIV метода, результат расчет скорости в теновом методе предоставляет информацию о распределении частиц по скоростям в зависимости от их размера.

Перед выполнением расчета скорости алгоритм определения размера применяется к каждому кадру исходных изображений. Для идентификации пар частиц алгоритм использует два условия: размер и допустимый сдвиг. Для каждой

пары частиц рассчитывается смещение, на основе которого определяется скорость (рисунок 2.8.1).

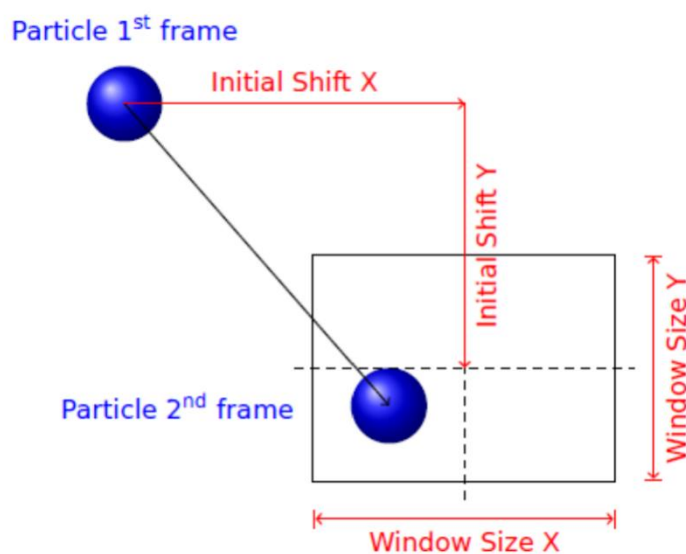


Рисунок 2.8.1 – Определение смещения частиц

Для определения размеров частиц с помощью теневой визуализации требуется два оптических доступа к эксперименту, которые должны соответствовать габаритам исследуемого течения. Рабочее расстояние для системы детектирования зависит от объектива, используемого для визуализации.

Для получения изображений отдельных частиц необходимо использовать соответствующую систему визуализации. Что касается требуемых минимальных рабочих расстояний и пространственного разрешения, рекомендуется использовать микроскопы дальнего действия или макро-объективы в сочетании с обычной ПЗС-камерой. Выбор объектива для получения изображений зависит от рабочих расстояний.

Процесс настройки объектива заключается в нахождении фокальной плоскости, и её подстройки на нужную плоскость. Источник света должен быть настроен так, чтобы полностью охватывать область зрения камеры и обеспечивать максимально возможное равномерное распределение интенсивности света на всём изображении, при отсутствии влияния потока.

Для масштабирования изображения с камеры используется прозрачная линейка с сеткой определенного размера. Эта линейка пластина устанавливается в поле зрения объектива. Изображение с камеры должно быть сфокусировано на калибровочной пластине.

После фокусировки изображение камеры должно содержать рисунок линий, показанный на рисунке 2.8.2, или его часть (в зависимости от поля зрения). Исходя из полученного изображения определяется переводной коэффициент из количества пикселей в микрометры.

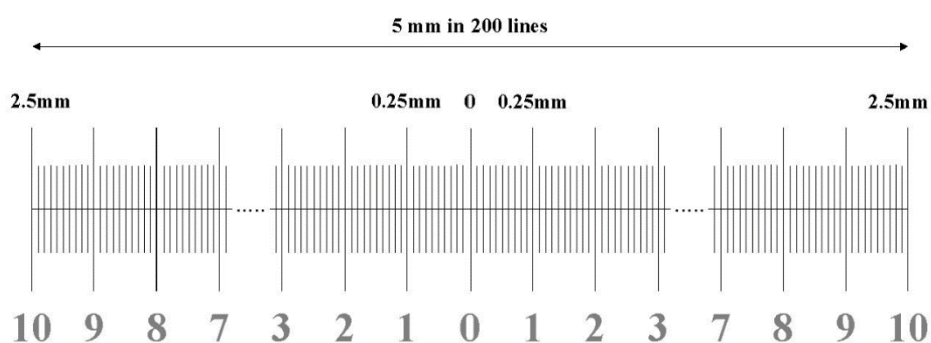


Рисунок 2.8.2 – Изображение калибровочной пластины

ГЛАВА 3. СМЕСИТЕЛЬНОЕ УСТРОЙСТВО

3.1. Критерии подобия

Для проведения эксперимента необходимо было создать двухфазную смесь газокапельной структуры, это означает, что диапазон расходов и давлений ограничен так, чтобы значение объемной концентрации газа было больше граничного значения (см. введение), то есть $\alpha_r > 0,524$. Необходимо ввести критерии подобия, которые позволяют оценить структура потока, а также определить геометрию устройства, и спланировать эксперимент. Такими критериями были выбраны:

1. Критерий Π_1 , который выражает соотношения расходов фаз,

$$\Pi_1 = \frac{G_{жс}}{G_2}. \quad (3.1.1)$$

2. Критерий Π_5 , который выражает соотношения плотностей фаз,

$$\Pi_5 = \frac{\rho_{жс}}{\rho_2}. \quad (3.1.2)$$

3. Критерий Π_2 , который выражает соотношения скоростей фаз,

$$\Pi_2 = \frac{w_{жс}}{w_2}. \quad (3.1.3)$$

4. Объемная концентрация газа α_2 выражается через критерии, как

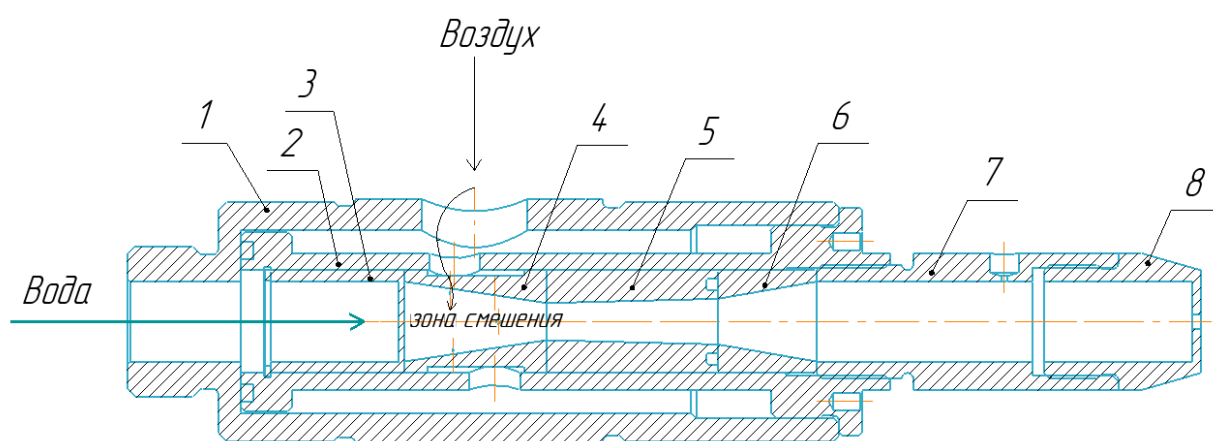
$$\alpha_2 = \frac{\Pi_5 \Pi_2}{\Pi_1 + \Pi_5 \Pi_2}. \quad (3.1.4)$$

Определив критерии подобия, рассмотрим геометрию смесительного устройства.

3.2. Конструкция смесительного устройства

Смесительное устройство 1, показанное на рисунке 3, состоит из корпуса 2, в виде цилиндрического канала с торцевыми отверстиями, куда помещаются

различные элементы, необходимые для формирования газок капельного потока. Устройство имеет два входных отверстия для воды и воздуха. Вода подается по оси смесительного устройства через жидкостную форсунку 3, а подача воздуха организуется через отверстия в канале смесительного устройства 2, далее воздух проходит через отверстия сужающегося конического канала формирователя 4, и там же происходит его смешение с водой. Двухфазная смесь протекает по двум расширяющимся цилиндрам 5,6, отбор статического давления осуществляется переходником 7, далее смесь диспергируется через цилиндрические форсунки 8 различных диаметров (рисунок 3.2.1).



1 – смесительное устройство, 2 – корпус смесительного устройства, 3 – жидкостная форсунка, 4 – формирователь, 5,6 – расширяющиеся цилиндры, 7 – переходник отбора давления, 8 – форсунка

Рисунок 3.2.1 – Смесительное устройство

Канал смесителя имеет сужающуюся, затем расширяющуюся геометрию. Геометрия зоны смешения сужающаяся для того, чтобы понизить давление и увеличить скорость фаз, что приводит к более интенсивному смешению. Эффект торможения в результате расширения канала в последующем формирует равномерный по скорости поток, который диспергируется через форсунку. Основные геометрические размеры газодинамического тракта течения потока изображены на рисунке 3.2.2.

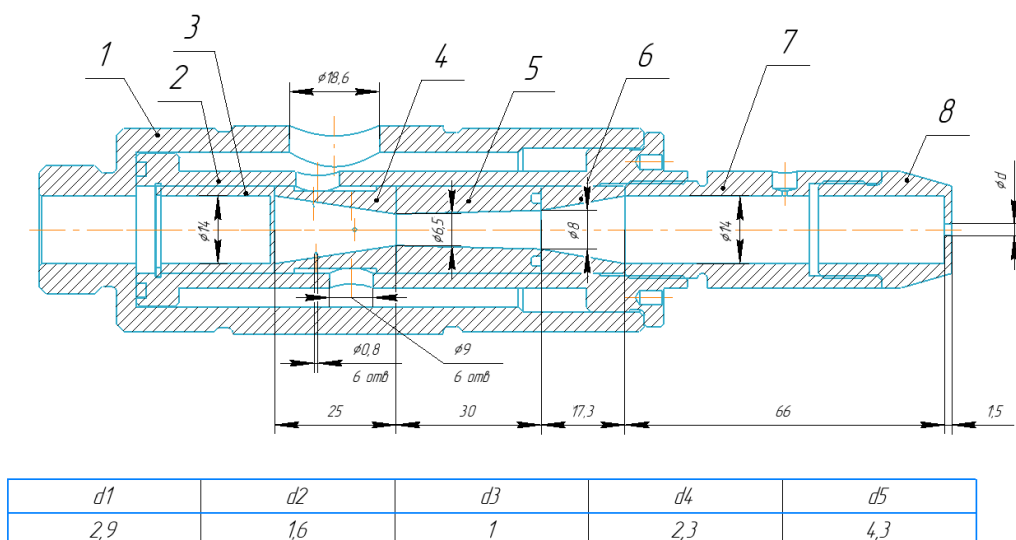


Рисунок 3.2.2 – Основные геометрические размеры газодинамического тракта течения потока

3.3. Выбор размера и числа отверстий смесителя

Рассмотрим вопрос о выборе размера и числа отверстий для подачи рабочих тел жидкости (воды) и газа (воздуха). Главной целью смесительного устройства в данной работе является обеспечение работы форсунок в определенном диапазоне объемной концентрации ($\alpha_2 > 0,524$), то есть полученное двухфазное рабочее тело должно быть газокапельным, а это означает, что работа смесителя определяется критериями $П_1$, $П_5$ и физическими свойствами воды и воздуха (таблица 1), такими как вязкость (μ_2 , $\mu_{жс}$), коэффициент поверхностного натяжения жидкости ($\sigma_{жс}$). Полные и статические температура жидкости и воздуха равны $T_{жс,г} = T_{жс,г}^*$, принимается, что температура $T_{жс,г} = 288$ К. Задается диапазон расходов фаз $G_{жс,г} = 1 \div 10$ г/с, граничной величиной статического давления перед форсункой, то есть в переходнике отбора давления, является $P_\phi = 20$ атм, давление подачи газа $P_2 = 25$ атм. Расчет, проведенный для смесительного устройства, нельзя назвать точным из-за сложности процесса двухфазного смешения, но также он показывает приблизительные значения площадей подачи фаз, необходимые для формирования

газокапельной смеси, что уменьшает время экспериментального исследования для выбора конечных конструктивных элементов (таблица 3.3.1).

Таблица 3.3.1 – Параметры внешней среды и теплофизические характеристики рабочего тела

1	2	3	4	5
$T_{ж,з}, T_{ж,з}^*, \text{К}$	$B_0, \text{атм}$	$\mu_z \cdot 10^5, \text{Па} \cdot \text{с}$	$\mu_{жс} \cdot 10^3, \text{Па} \cdot \text{с}$	$\sigma_{жс}, \text{Н/м}$
288	1,02	1,8	0,894	0,0735

Расчет отверстий формирователя потока относительно газа:

1. Определяется газодинамическая функция давления:

$$\pi(\lambda_z) = \frac{P_\phi}{P_z}. \quad (3.3.1)$$

2. Рассчитывается приведенная скорость газа:

$$\lambda_z = \left(\frac{k+1}{k-1} \left(1 - \pi(\lambda_z)^{\frac{k-1}{k}} \right) \right)^{0,5}, \quad (3.3.2)$$

где $k = 1,4$.

3. Вычисляется плотность газа:

$$\rho_z = \frac{P_z}{R_z \cdot T_z}. \quad (3.3.3)$$

4. Вычисляется критическая скорость газа:

$$a_{zкр} = \sqrt{\frac{2k}{k+1} R_z T_z^*}, \quad (3.3.4)$$

где $R = 288 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$.

5. Вычисляется скорость газа:

$$w_z = \lambda_z a_{zкр}. \quad (3.3.5)$$

6. Рассчитывается суммарная площадь отверстий для воздуха:

$$F_z = \frac{G_z}{\rho_z w_z}. \quad (3.3.6)$$

7. Рассчитывается суммарный диаметр отверстий для воздуха:

$$d_{отв.з} = \sqrt{\frac{4 F_z}{\pi}}. \quad (3.3.7)$$

Расчет суммарного отверстия для воды:

1. Определяется скорость жидкости:

$$w_{жс} = \sqrt{\frac{P_{жс} - P_{ф}}{\rho_{жс}}}, \quad (3.3.8)$$

где $\rho_{жс} = 1000 \text{ кг/м}^3$ – плотность жидкости;

$P_{жс} = 2 \text{ атм}$ – давление подачи жидкости.

2. Рассчитывается суммарная площадь для подачи жидкости:

$$F_{жс} = \frac{G_{жс}}{\rho_{жс} w_{жс}}. \quad (3.3.9)$$

3. Суммарный диаметр отверстия для подачи жидкости равен:

$$d_{отв.жс} = \sqrt{\frac{4 F_{жс}}{\pi}}. \quad (3.3.10)$$

В результате проверки полученных значений экспериментальным путем, были скорректированы диаметры и количество отверстий, оказалось, что целесообразнее подавать жидкость через жидкостную форсунку с тремя отверстиями диаметром 0,8 мм, а воздух через формирователь потока с шестью отверстиями диаметром 0,8 мм. Жидкостная форсунка 3 и формирователь 4 изображены на рисунке 3.3.1.

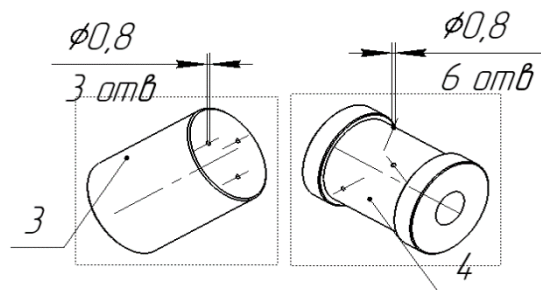


Рисунок 3.3.1 – Основные геометрические размеры газодинамического тракта течения потока

3.4. Подбор диаметров форсунок

Результаты работы [2] показали, что в смесителе использовалось давление перед форсункой порядка $P_\phi = 2$ атм, концентрация $\Pi_1 = 1$. Принимаем, что скорости подачи рабочих тел одинаковое, то есть $\Pi_2 = 1$.

Порядок расчета диаметров отверстий:

1. Задаемся давлением перед форсункой в некотором диапазоне $P_\phi = 2 \div 20$ атм и температурой газа T_2 , тогда плотность газа определяется как:

$$\rho_2 = \frac{P_2}{R_2 \cdot T_2}, \quad (3.4.1)$$

2. Определяем критерий соотношения плотностей фаз:

$$\Pi_5 = \frac{\rho_{жс}}{\rho_2}, \quad (3.4.2)$$

3. Вычисляем объемную концентрацию газа:

$$\alpha_2 = \frac{\Pi_5 \Pi_1}{\Pi_1 + \Pi_5 \Pi_1}, \quad (3.4.3)$$

значение объемной концентрации должно быть $\alpha_2 > 0,524$, то есть соответствовать газокапельному режиму.

4. Используя значения таблицы 3.3.1, определяем газодинамическую функцию давления:

$$\pi(\lambda_2) = \frac{B_0}{P_\phi}. \quad (3.4.4)$$

5. Рассчитываем значение приведенной скорости:

$$\lambda_2 = \left(\frac{k+1}{k-1} \left(1 - \pi(\lambda_2)^{\frac{k-1}{k}} \right) \right)^{0,5}. \quad (3.4.5)$$

6. Критическую скорость газа:

$$a_{2кр} = \sqrt{\frac{2k}{k+1} R_2 T_2^*}. \quad (3.4.6)$$

7. Определяем значение скорости газа:

$$w_2 = \lambda_2 a_{2кр}. \quad (3.4.7)$$

8. Задаемся диапазоном расхода газа $G_2 = 1 \div 10$ г/с, вычисляем площадь, занимаемую газом:

$$F_2 = \frac{G_2}{\rho_2 w_2}. \quad (3.4.8)$$

9. Определяем расход жидкости:

$$G_{жс} = \Pi_1 G_2. \quad (3.4.9)$$

10. Скорость жидкости:

$$w_{жс} = \sqrt{\frac{P_{\phi} - B_0}{\rho_{жс}}}. \quad (3.4.10)$$

11. Площадь, занимаемую жидкостью:

$$F_{жс} = \frac{G_{жс}}{\rho_{жс} w_{жс}}. \quad (3.4.11)$$

12. Получаем суммарную площадь, то есть площадь отверстия, которая является суммой площадей занимаемой жидкостью и газом:

$$F = F_{жс} + F_2. \quad (3.4.12)$$

13. Рассчитываем варианты диаметров форсунок:

$$d_{\phi} = \sqrt{\frac{4F}{\pi}}. \quad (3.4.13)$$

Конечные варианты цилиндрических форсунок с различными диаметрами выходного отверстия показан на рисунке 3.4.1.

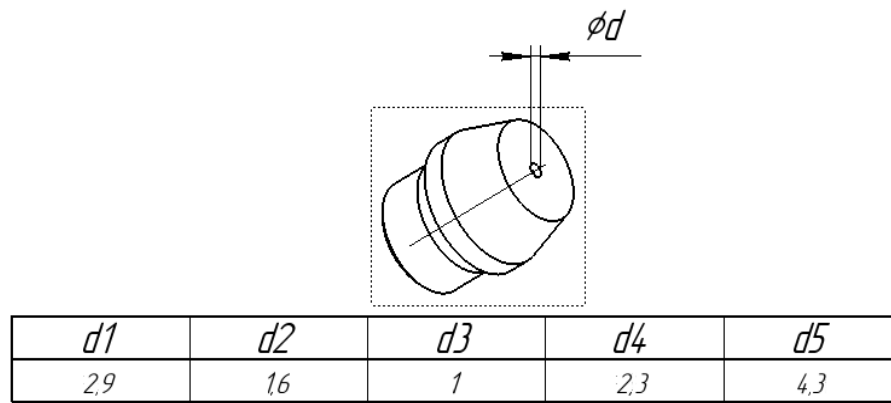


Рисунок 3.4.1 – Варианты цилиндрических форсунок с различными диаметрами

ГЛАВА 4. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСЧЕТА СКОРОСТЕЙ ФАЗ ДВУХФАЗНОГО ГАЗОКАПЕЛЬНОГО ПОТОКА

4.1. Выбор метода исследования

Для экспериментального исследования диспергирования двухфазного потока было спроектировано смесительное устройство, формирующее двухфазную смесь газокапельной структуры. Этот поток диспергируется через цилиндрические распылительные форсунки различных диаметров, в последующем измеряются расходы и статические давления фаз на входе, статические давления уже сформировавшейся смеси перед диспергированием из форсунок, скорости на выходе из форсунок PIV-методом, дисперсность и скорости капель на минимально возможном расстоянии теневым методом. Касательно методов исследования, то несомненным преимуществом теневого метода является его возможность определить скорость частиц в потоке в зависимости от их размера. Однако, в случае большого числа частиц, неизбежно наложение их рефракционных картин друг на друга, сформировавшийся поток с интересующими нас параметрами относительно плотный, как показало экспериментальное исследование, это делает невозможным использование теневого метода для измерения потока на выходном срезе форсунок. Классический PIV-метод заключается в измерении скоростей частиц в плоскости лазерного «ножа». То есть, поток засеивается частицами и в нём засвечивается необходимое сечение. Именно в проекции на это сечение будут измерены количественные характеристики потока, поэтому в работе преимущественно использовался именно PIV-метод.

4.2. Экспериментальное исследование газокапельного потока

Как описано ранее, двухфазный поток газокапельной структуры формируется с помощью смесительного устройства и диспергируется через форсунки с различными диаметрами выходных отверстий. Эксперимент планировался таким образом, чтобы придерживаться значений критерия отношения фаз, приблизительно равным значениям в диапазоне $П_1 \approx 0,3 \div 5$. Измерялись скорости на выходе из форсунок на различных расстояниях от выходного сечения, а также определялся угол раскрытия факела распыла. Целью эксперимента являлось получение данных для построения математической модели, определяющей параметры смеси на выходе из форсунки, то есть на срезе, в том числе скорости факела распыла.

Определение угла распыла производится по полю скорости. В поперечных сечениях определяются точки границы струи, по этим точкам строятся линии границы верхняя и нижняя. Угол между линиями – угол распыла. Реализация представлена ниже функцией `angle` (Рисунок 4.2.1).

```
def angle(self):
    start = self.start[0]
    end = self.start[0] + 30
    top = np.zeros(end)
    bot = np.zeros(end)
    for i in range(start, end):
        j_max = self.U[i].argmax()
        for j in range(j_max, self.U.shape[1]):
            if self.U[i,j] == 0.:
                top[i - start] = self.Y[i,j]
                break
        for j in range(j_max, 0, -1):
            if self.U[i,j] == 0.:
                bot[i - start] = self.Y[i,j]
                break
    k1, b1 = np.polyfit(self.X[start:end], top[start:], 1)
    k2, b2 = np.polyfit(self.X[start:end], bot[start:], 1)
    self.betta = np.arctan(np.abs( (k1 - k2) / (1 - k1*k2) )) * 57.2957795130
```

Рисунок 4.2.1 – Реализация функции `angle`

В переменную `start` передаются индексы элементов массива, представляющего поле скорости. В переменную `end` индекс последнего поперечного сечения в интервале, по которому производится расчёт. В данном случае используются 30 сечений. После реализуется алгоритм поиска граничных точек факела распыла, он состоит из следующих этапов:

1. В каждом сечении определяется элемент с наибольшим значением скорости, после чего от него проводится проход вниз и вверх до нахождения граничного элемента, после чего их поперечные координаты записываются в массивы `top` и `bot` соответственно. В результате получаются два набора точек, принадлежащих верхней и нижней границам струи.

2. Полученные наборы точек аппроксимируются методом наименьших квадратов в результате верхняя и нижняя границы струи представляются уравнениями прямой:

$$y_1 = k_1 x + b_1, \quad (4.2.1)$$

$$y_2 = k_2 x + b_2. \quad (4.2.2)$$

3. Угол распыла определяется как угол между прямыми по формуле:

$$\beta = \arctg \left| \frac{k_1 - k_2}{1 + k_1 \cdot k_2} \right|. \quad (4.2.3)$$

При исследовании форсунки принимается следующая система координат. Ось X направлена вдоль потока, ось Y перпендикулярно отверстию форсунки. Исследование производится в плоскости XU . Значение вектора скорости определяется как:

$$w = \sqrt{w_x^2 + 2w_y^2}, \quad (4.2.4)$$

где w – вектор скорости;

w_x – осевая компонента вектора скорости (проекция вектора скорости на ось X);

w_y – поперечная компонента вектора скорости (проекция вектора скорости на ось Y).

Поскольку факел распыла форсунки является осесимметричным, будем считать, что компонента скорости в проекции на ось Z равна значению компоненты скорости в проекции на ось Y .

Точка отчёта системы координат форсунки выбирается на срезе форсунки. В таблице 4.2.1 представлены измеренные параметры эксперимента. Стоит обратить внимание, что значения компонентов скорости, указанные в таблице измерены на выходе из форсунки.

Таблица 4.2.1 – Измеренные параметры эксперимента

id	$d, мм$	$p_{ф}, атм$	$G_{ж}, г/с$	$G_{г}, г/с$	Π_1	$\beta, ^\circ$	$W_{эжув}, м/с$	$W_{эжхв}, м/с$	$W_{эжб}, м/с$	$P_э, атм$
2901	2.3	2.4	9.16	1.92	4.8	2	-1	9	10	4.09
2902	2.3	4.2	8.8	3.08	2.9	2	-2	15	15	6.26
2903	2.3	5.8	8.5	4.21	2.0	1	-4	12	13	8.18
2904	2.3	7.2	8.0	5.25	1.5	1	-5	15	17	9.87
2905	2.3	10.6	7.6	7.58	1.0	4	-2	15	16	13.96
2403	4.3	0.3	3.83	2.52	1.5	47	1	8	8	1.2
2404	4.3	0.2	3.66	1.76	2.1	48	1	7	7	1.2
2405	4.3	0.2	3.5	1.22	2.9	50	1	4	4	1.2
2406	2.9	2.6	4.0	4.1	1.0	48	1	9	9	4.33
2407	2.9	4.2	3.0	6.25	0.5	48	0	13	13	6.26
2408	2.9	1.4	3.83	2.53	1.5	46	3	8	8	2.89
2411	2.9	5.8	2.66	8.5	0.3	49	-1	12	12	8.18
2307	1	10.0	6.16	1.22	5.0	3	-1	12	12	13.24
2304	2.9	3.4	7.16	4.35	1.6	17	-2	11	11	5.3
2305	2.9	4.7	6.5	6.5	1.0	17	-4	21	22	6.86
1807	1.6	5.1	3.8	2.0	1.9	67	-4	21	21	6
1808	1.6	2.9	3.8	1.22	3.1	59	-1	11	11	3,5
1809	1.6	1.9	3.16	0.9	3.5	57	1	12	12	2.2
1810	1.6	1.4	3.5	0.78	4.5	57	0	11	11	1,7

Обозначения таблицы представлены ниже:

1. id – идентификационный номер эксперимента;
2. d , мм – диаметр форсунок;
3. p_{ϕ} , атм – избыточное давление двухфазной смеси перед форсункой;
4. $G_{жс}$, г/с – расход жидкости на входе в смесительное устройство;
5. G_2 , г/с – расход жидкости на входе в смесительное устройство;
6. Π_1 – отношение расходов жидкой фазы к газовой;
7. β° – угол распыла диспергированного двухфазного потока из форсунки;
8. $W_{\text{эжсв}}$, м/с – радиальная составляющая вектора скорости на выходе из форсунки;
9. $W_{\text{эжсв}}$, м/с – осевая составляющая вектора скорости на выходе из форсунки;
10. $W_{\text{эжсв}}$, м/с – вектор скорости на выходе из форсунки;
11. P_2 , атм – давление газа на входе в смесительное устройство.

Рисунки 4.2.1 – 4.2.54 показывают значения полей скоростей на различных режимах вдоль оси и в поперечном сечении.

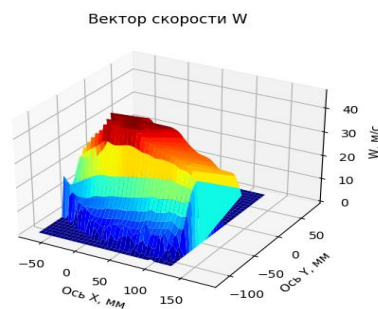


Рисунок 4.2.2 – Id 2901, поле вектора скорости при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 4,8$, $P_{\phi} = 2,4$ атм, $P_2 = 4,09$ атм



Рисунок 4.2.3 – Id 2901, поле вектора скорости вдоль оси при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 4,8$, $P_\phi = 2,4$ атм, $P_z = 4,09$ атм

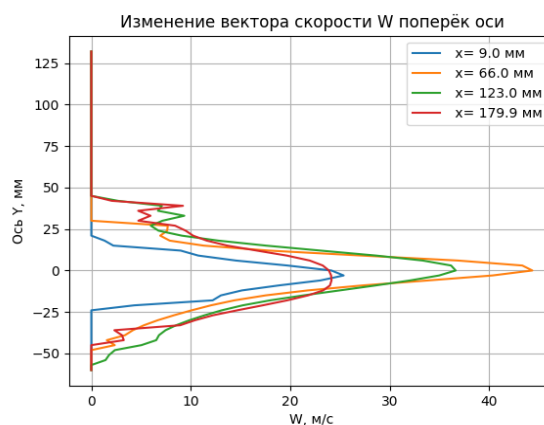


Рисунок 4.2.4 – Id 2901, поле вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 4,8$, $P_\phi = 2,4$ атм, $P_z = 4,09$ атм

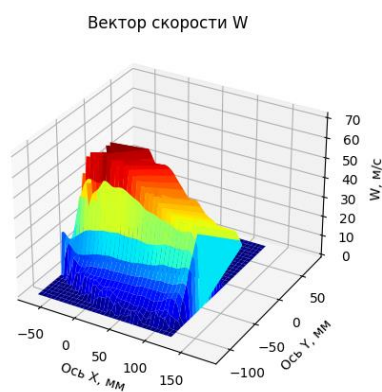


Рисунок 4.2.5 – Id 2902, поле вектора скорости при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 2,9$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_z = 6,26$ атм



Рисунок 4.2.6 – Id 2902, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 2,9$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_2 = 6,26$ атм

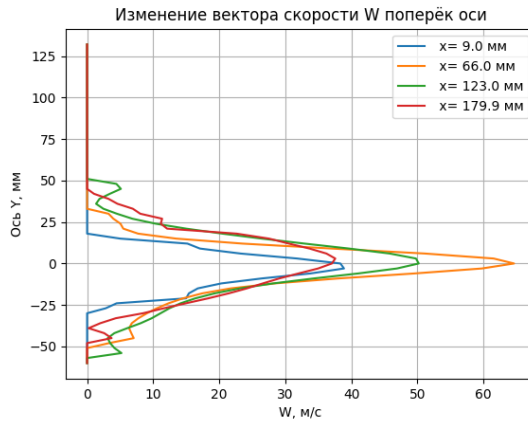


Рисунок 4.2.7 – Id 2902, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 2,9$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_2 = 6,26$ атм

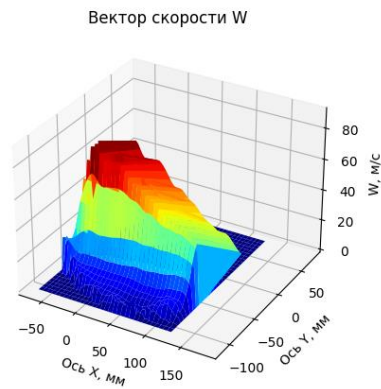


Рисунок 4.2.8 – Id 2903, поле вектора скорости при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 2$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм



Рисунок 4.2.9 – Id 2903, поле вектора скорости вдоль оси при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 2$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм

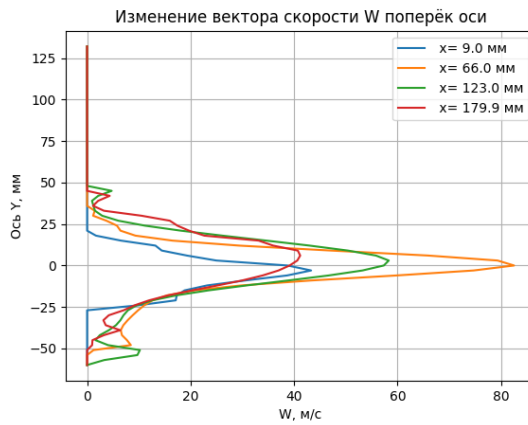


Рисунок 4.2.10 – Id 2903, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 2$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм

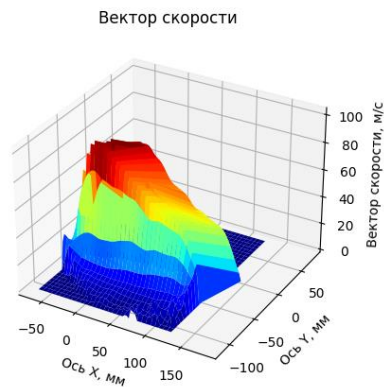


Рисунок 4.2.11 – Id 2904, поле вектора скорости при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 1,5$, $P_\phi = 7,2$ атм, $P_2 = 9,87$ атм

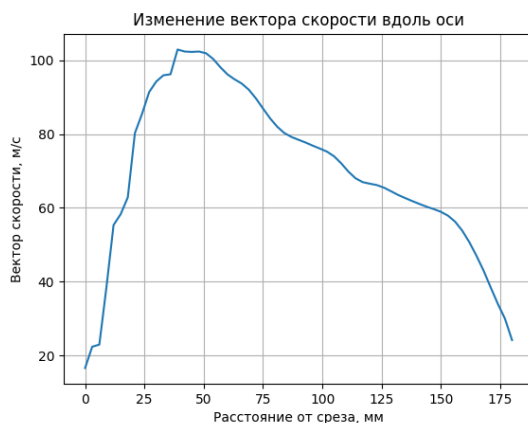


Рисунок 4.2.12 – Id 2904, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 7,2$ атм, $P_2 = 9,87$ атм

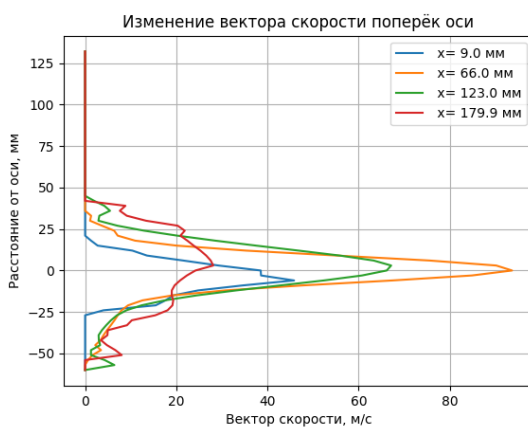


Рисунок 4.2.13 – Id 2904, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 7,2$ атм, $P_2 = 9,87$ атм

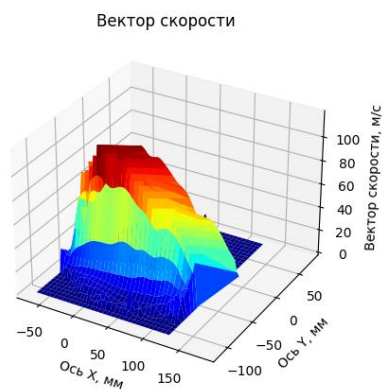


Рисунок 4.2.14 – Id 2905, поле вектора скорости при $d = 2,3$ мм, $P_1 = 1$, $P_\phi = 10,6$ атм, $P_2 = 10,6$ атм

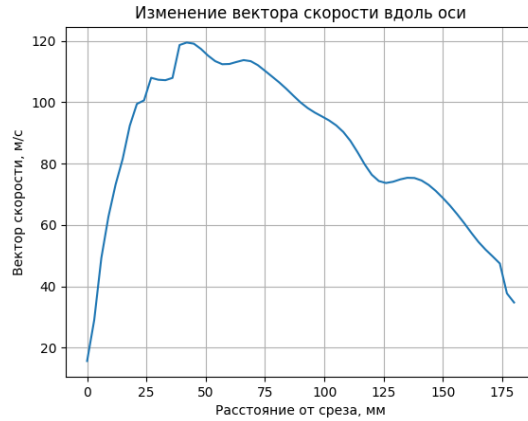


Рисунок 4.2.15 – Id 2905, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 10,6$ атм, $P_2 = 10,6$ атм

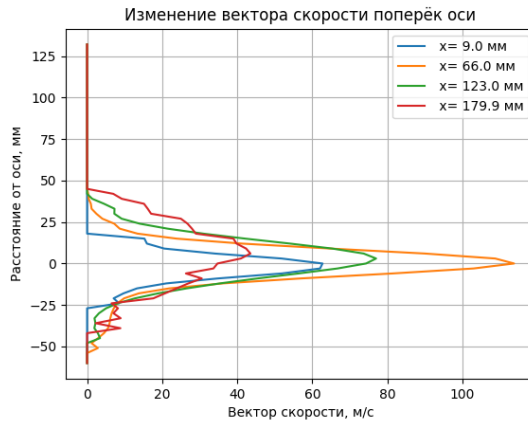


Рисунок 4.2.16 – Id 2905, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,3$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 10,6$ атм, $P_2 = 10,6$ атм

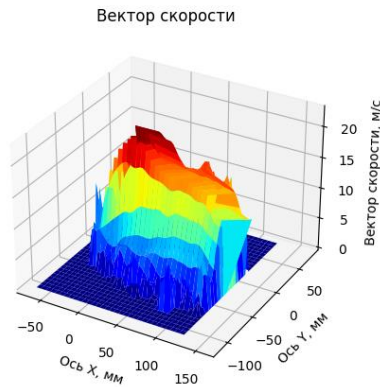


Рисунок 4.2.17 – Id 2403, поле вектора скорости в поперечном сечении при $d = 4,3$ мм, $\Pi_1 = 1,5$, $P_\phi = 0,3$ атм, $P_2 = 1,2$ атм



Рисунок 4.2.18 – Id 2403, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 0,3$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

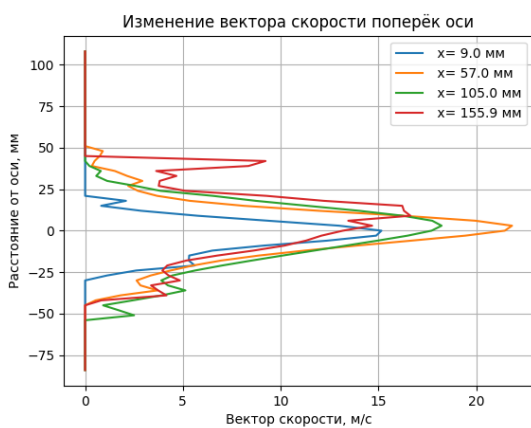


Рисунок 4.2.19 – Id 2403, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 0,3$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

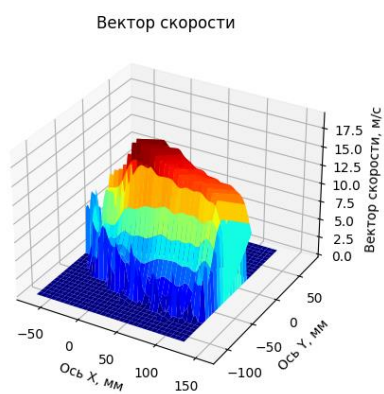


Рисунок 4.2.20 – Id 2404, поле вектора скорости при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,1$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм



Рисунок 4.2.21 – Id 2404, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,1$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

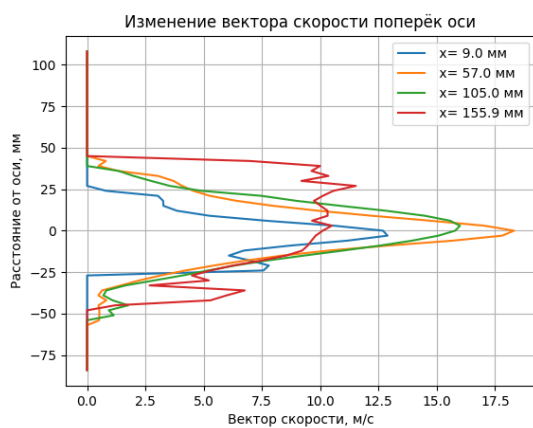


Рисунок 4.2.22 – Id 2404, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,1$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

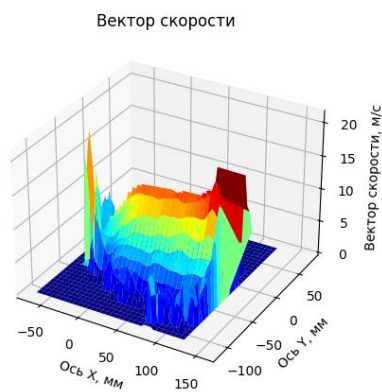


Рисунок 4.2.23 – Id 2405, поле вектора скорости при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,9$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм



Рисунок 4.2.24 – Id 2405, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,9$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

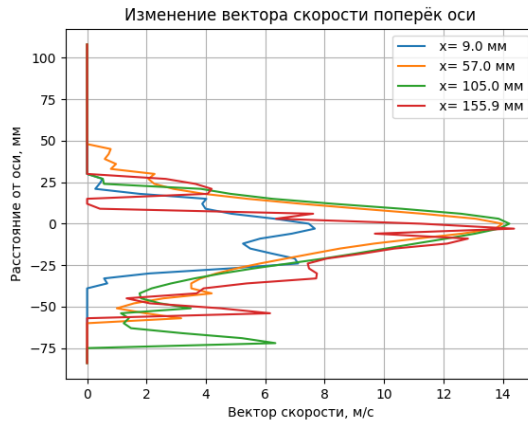


Рисунок 4.2.25 – Id 2405, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 4,3$ мм, $P_1 = 2,9$, $P_\phi = 0,2$ атм, $P_2 = 1,2$ атм

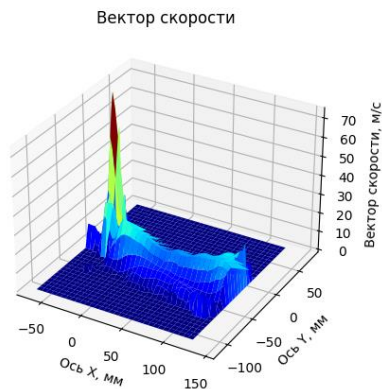


Рисунок 4.2.26 – Id 2407, поле вектора скорости при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 0,5$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_2 = 6,26$ атм

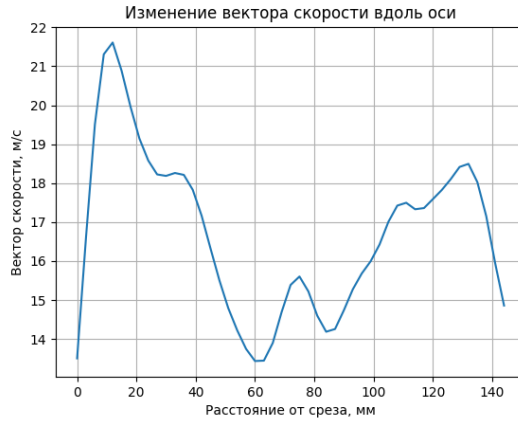


Рисунок 4.2.27 – Id 2407, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 0,5$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_2 = 6,26$ атм

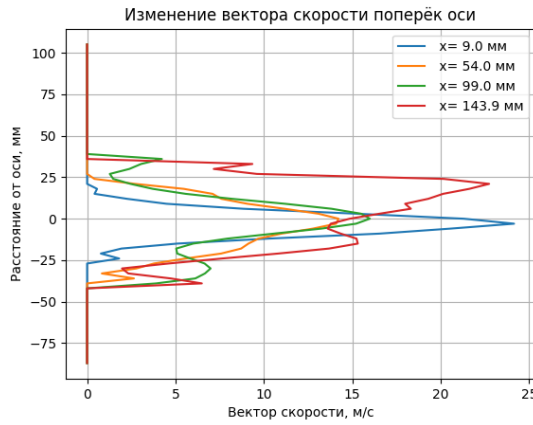


Рисунок 4.2.28 – Id 2407, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 0,5$, $P_\phi = 4,2$ атм, $P_2 = 6,26$ атм

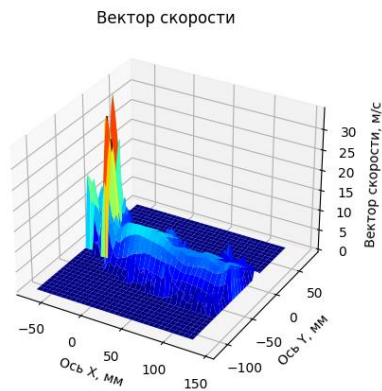


Рисунок 4.2.29 – Id 2408, поле вектора скорости при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 2,89$ атм

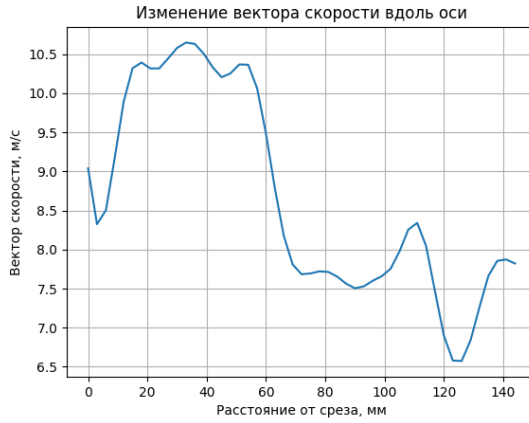


Рисунок 4.2.30 – Id 2408, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 2,89$ атм

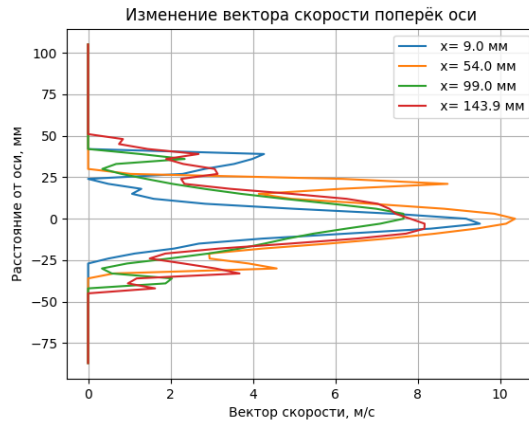


Рисунок 4.2.31 – Id 2408, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 2,89$ атм

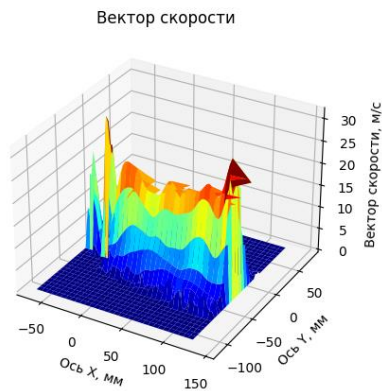


Рисунок 4.2.32 – Id 2411, поле вектора скорости при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 0,3$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм



Рисунок 4.2.33 – Id 2411, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 0,3$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм

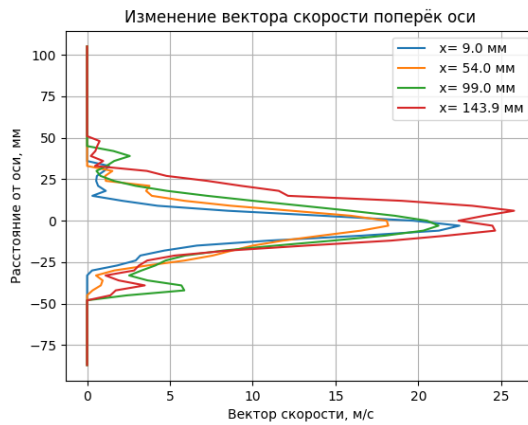


Рисунок 4.2.34 – Id 2411, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 5$, $P_\phi = 5,8$ атм, $P_2 = 8,18$ атм

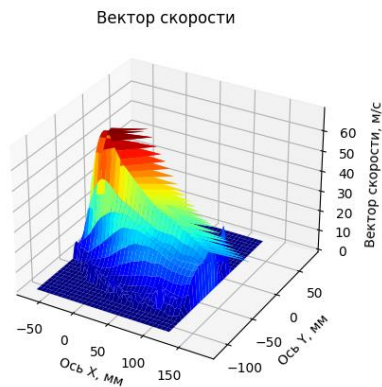


Рисунок 4.2.35 – Id 2307, поле вектора скорости при $d = 1$ мм, $P_1 = 5$, $P_\phi = 10$ атм, $P_2 = 13,24$ атм

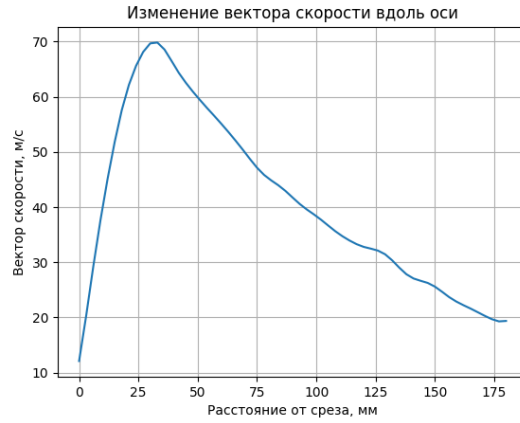


Рисунок 4.2.36 – Id 2307, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1$ мм, $P_1 = 5$, $P_\phi = 10$ атм, $P_2 = 13,24$ атм

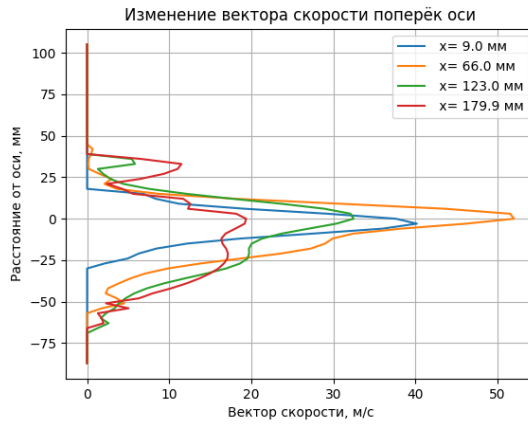


Рисунок 4.2.37 – Id 2307, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 1$ мм, $P_1 = 5$, $P_\phi = 10$ атм, $P_2 = 13,24$ атм

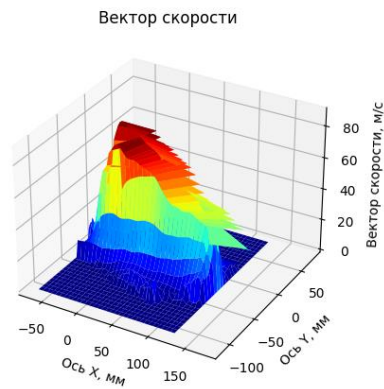


Рисунок 4.2.38 – Id 2304, поле вектора скорости при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1.6$, $P_\phi = 10$ атм, $P_2 = 13,24$ атм

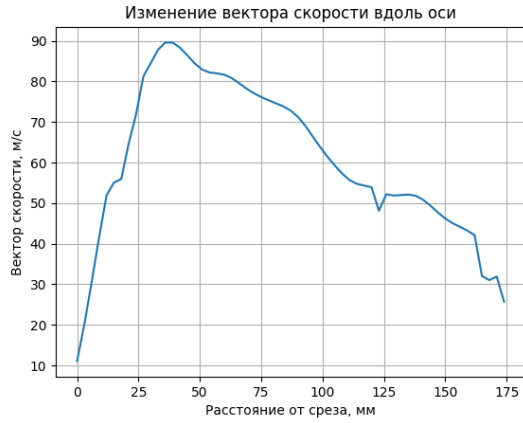


Рисунок 4.2.39 – Id 2304, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1,6$, $P_\phi = 3,4$ атм, $P_2 = 5,3$ атм

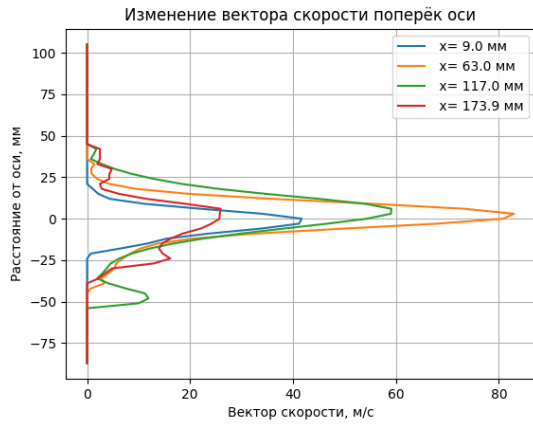


Рисунок 4.2.40 – Id 2304, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1,6$, $P_\phi = 3,4$ атм, $P_2 = 5,3$ атм

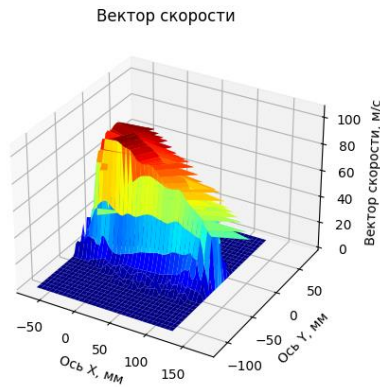


Рисунок 4.2.41 – Id 2305, поле вектора скорости при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1$, $P_\phi = 4,7$ атм, $P_2 = 6,86$ атм

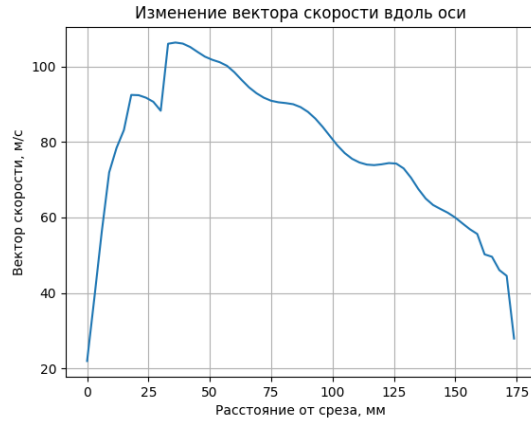


Рисунок 4.2.42 – Id 2305, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1$, $P_\phi = 4,7$ атм, $P_2 = 6,86$ атм

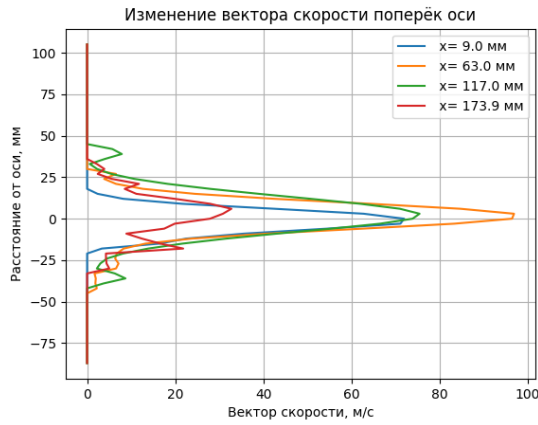


Рисунок 4.2.43 – Id 2305, изменение вектор скорости в поперечном сечении при $d = 2,9$ мм, $P_1 = 1$, $P_\phi = 4,7$ атм, $P_2 = 6,86$ атм

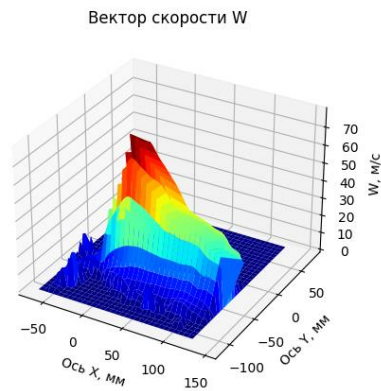


Рисунок 4.2.44 – Id 1807, поле вектора скорости при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 1,9$, $P_\phi = 5,1$ атм, $P_2 = 6$ атм

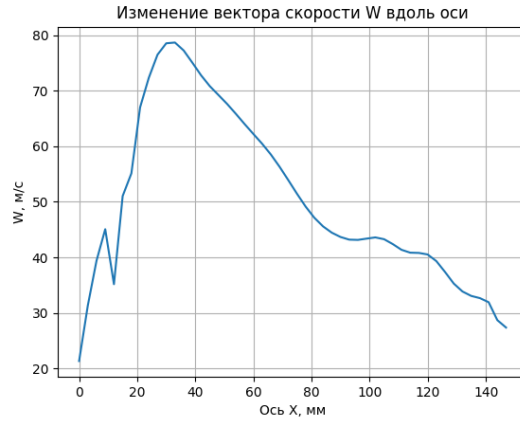


Рисунок 4.2.45 – Id 1807, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 1,9$, $P_\phi = 5,1$ атм, $P_2 = 6$ атм

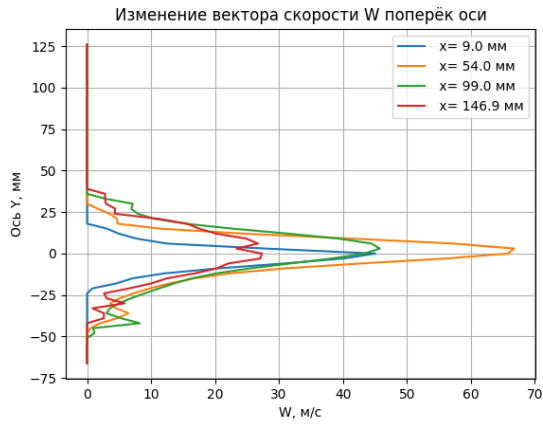


Рисунок 4.2.46 – Id 1807, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 1,9$, $P_\phi = 5,1$ атм, $P_2 = 6$ атм

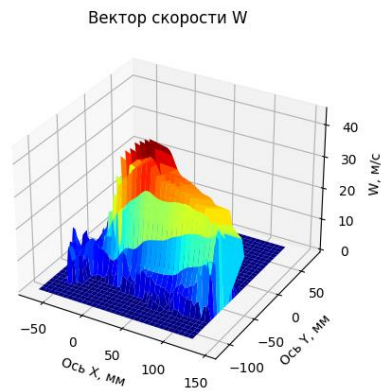


Рисунок 4.2.47 – Id 1808, поле вектора скорости при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,1$, $P_\phi = 2,9$ атм, $P_2 = 3,5$ атм

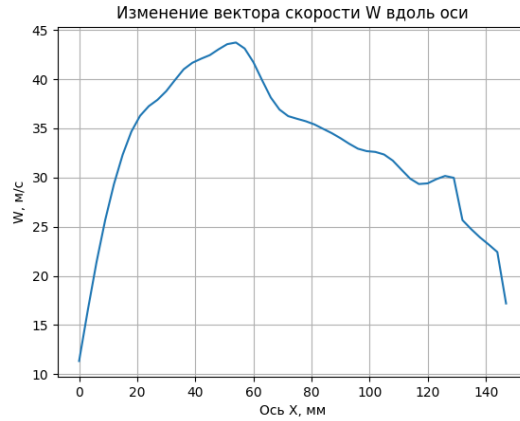


Рисунок 4.2.48 – Id 1808, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,1$, $P_\phi = 2,9$ атм, $P_2 = 3,5$ атм

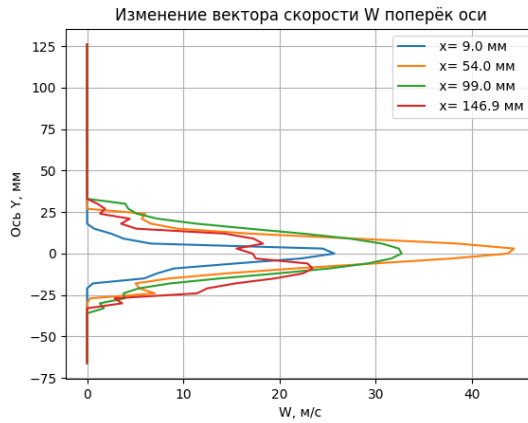


Рисунок 4.2.49 – Id 1808, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,1$, $P_\phi = 2,9$ атм, $P_2 = 3,5$ атм

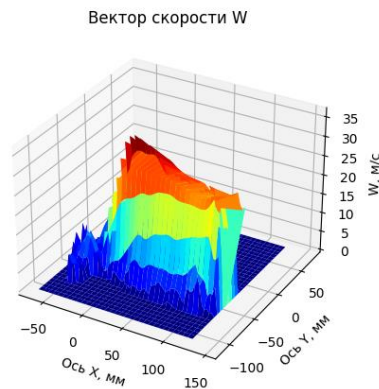


Рисунок 4.2.50 – Id 1809, поле вектора скорости при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,5$, $P_\phi = 1,9$ атм, $P_2 = 2,2$ атм



Рисунок 4.2.51 – Id 1809, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,5$, $P_\phi = 1,9$ атм, $P_2 = 2,2$ атм

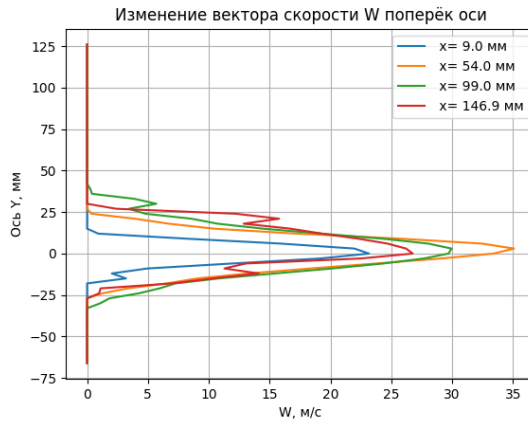


Рисунок 4.2.52 – Id 1809, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 3,5$, $P_\phi = 1,9$ атм, $P_2 = 2,2$ атм

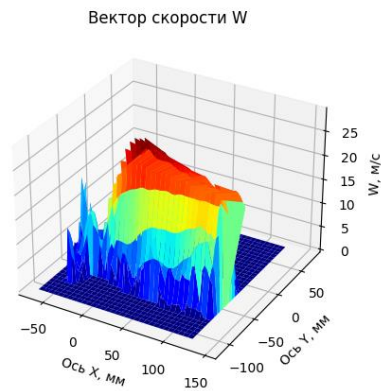


Рисунок 4.2.53 – Id 1810, поле вектора скорости при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 4,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 1,7$ атм



Рисунок 4.2.54 – Id 1810, изменение вектора скорости вдоль оси при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 4,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 1,7$ атм

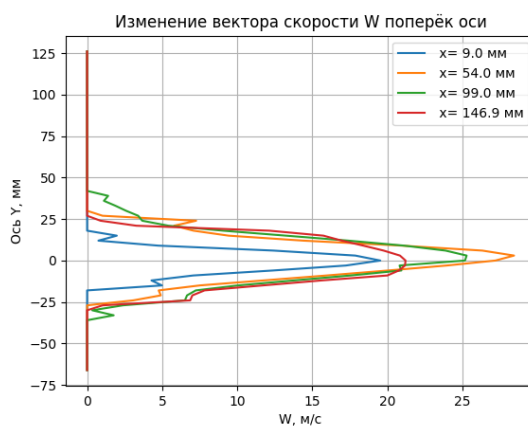


Рисунок 4.2.55 – Id 1810, изменение вектора скорости в поперечном сечении при $d = 1,6$ мм, $P_1 = 4,5$, $P_\phi = 1,4$ атм, $P_2 = 1,7$ атм

4.3. Методика расчета параметров двухфазного газокапельного потока

Рассмотрим методику расчета параметров двухфазного потока газокапельной структуры. Целью данной методики является определение скорости потока на выходе, а также других выходных параметров смеси, при заданных входных давлениях, расходах фаз и диаметра выходного отверстия форсунки. При построении методики принимаются следующие допущения:

- модель двухскоростная, двухтемпературная, двухплотностная;
- давление создается только газом;
- течение стационарное;
- массовый расход газа и массовый расход капель вдоль течения постоянны;
- в поперечном сечении все параметры постоянны;
- поток монодисперсный, не взаимодействует между собой и стенками канала;
- система теплоизолирована: обмен теплом имеет место только между каплями и газом осуществляется только путем конвекции;
- вязкие силы проявляются только при взаимодействии капель с газом;
- вследствие высокой теплопроводности жидких капель, их температура одинакова по всему объему;
- теплоемкости газа и капель постоянны, и газ не взаимодействует химически с каплями;
- площадь в сечении, занимаемая каплями, учитывается;
- диапазон объемной концентрации газовой фазы $\alpha_2 > 0,8$.

Входными параметрами являются: диаметр отверстия выходной форсунки d , расход жидкости $G_{жс}$, расход газа $G_г$, давление двухфазной смеси перед выходом из форсунки p_f , параметры внешней среды и теплофизические характеристики рабочего тела (Таблица 3.3.1), газовая постоянная $R = 288$ кДж/(кг·К), давление окружающей среды $p_n = 101324$ Па, плотность жидкости $\rho_2 = 1000$ кг/м³.

Расчёт начинается с определения параметров на выходе из форсунки в первом приближении.

Определяется критерий Π_1 отношения расходов фаз:

$$\Pi_1 = \frac{G_{ж}}{G_2}. \quad (4.3.1)$$

Определяется плотность газа на входе:

$$\rho_{20} = \frac{(p_n + B_0)}{RT}. \quad (4.3.2)$$

Определяется газодинамическая функция давления на выходе:

$$\pi(\lambda_2) = \frac{B_0}{p_\phi + B_0}. \quad (4.3.3)$$

Для того, чтобы уточнить плотность газа необходимо определить реализовавшийся режим течения. Если значение $\pi(\lambda_2) > 0,528$ (для воздуха), то режим истечения газа дозвуковой, тогда приведенная скорость газа на выходе в первом приближении определяется по формуле:

$$\lambda_2 = \left(\frac{k+1}{k-1} (1 - \pi(\lambda_2)^{\frac{k-1}{k}}) \right)^{0,5}, \quad (4.3.4)$$

где $k = 1,4$ – показатель адиабаты для воздуха.

Если значение $\pi(\lambda_2) \leq 0,528$ (для воздуха), тогда считается, что режим истечения звуковой, то есть $\lambda_2 = 1$.

Определяется газодинамическая функция плотности:

$$\varepsilon(\lambda_2) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1} \lambda_2^2 \right)^{\frac{1}{k-1}}. \quad (4.3.5)$$

Определяется плотность газа на выходе из форсунки:

$$\rho_{zm} = \rho_{z0} \varepsilon(\lambda_z). \quad (4.3.6)$$

Рассчитывается скорость газа через критическую скорость звука и скорость жидкости по уравнению Бернулли, все параметры в первом приближении по теоретическим формулам для однофазного потока.

Скорость газа на выходе в первом приближении определяется как:

$$w_{zmv} = \lambda_z a_{kp}, \quad (4.3.7)$$

где скорость звука равна:

$$a_{kp} = \sqrt{kRT}. \quad (4.3.8)$$

Скорость жидкости на выходе в первом приближении определяется как:

$$w_{жmv} = \sqrt{\frac{P_\phi + B_0}{\rho_{ж}}}. \quad (4.3.9)$$

Основные критерии в первом приближении определяются по формулам:

$$\Pi_1 = \frac{G_{ж}}{G_z}, \quad (4.3.10)$$

$$\Pi_2 = \frac{w_{жmv}}{w_{zmv}}, \quad (4.3.11)$$

$$\Pi_5 = \frac{\rho_{ж}}{\rho_{zm}}, \quad (4.3.12)$$

$$\alpha_z = \frac{\Pi_5 \Pi_2}{\Pi_1 + \Pi_5 \Pi_2}. \quad (4.3.13)$$

Все необходимые параметры в первом приближении определены, рассмотрим итерационный расчет.

Определяется скорость газа на выходе с учетом объемной концентрации газа в двухфазном потоке при первой итерации:

$$w_{ze} = \frac{G_z}{\alpha_z \cdot \rho_{zm} \cdot F_\phi}. \quad (4.3.14)$$

Далее определяется площадь, занимаемая газом в отверстии выходной форсунки:

$$F_{\text{г}} = \frac{G_{\text{г}}}{\rho_{\text{г}} w_{\text{г}}}. \quad (4.3.15)$$

Площадь, занимаемая жидкостью, вычислялась, как:

$$F_{\text{ж}} = F_{\text{ф}} - F_{\text{г}}, \quad (4.3.16)$$

где $F_{\text{ф}}$ – это площадь отверстия форсунки.

Рассчитывается скорость жидкости на выходе:

$$w_{\text{ж вых}} = \frac{G_{\text{ж}}}{\rho_{\text{ж}} \cdot F_{\text{ж}}}. \quad (4.3.17)$$

Определяется плотность газа на выходе:

$$\rho_{\text{г}} = \rho_{\text{г}} \varepsilon(\lambda_{\text{г}}). \quad (4.3.18)$$

А также определяются основные критерии:

$$\Pi_{\text{г}} = \frac{w_{\text{ж в}}}{w_{\text{г}}}, \quad (4.3.19)$$

$$\Pi_{\text{ж}} = \frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{г}}}, \quad (4.3.20)$$

$$\alpha_{\text{г}} = \frac{\Pi_{\text{ж}} \Pi_{\text{г}}}{\Pi_1 + \Pi_{\text{ж}} \Pi_{\text{г}}}. \quad (4.3.21)$$

В последующих итерациях все параметры для расчета в цикле выбирались из предыдущих итераций. Конечным условием завершения расчета являлась погрешность 1–3%:

$$\frac{w_{\text{ж в } i} - w_{\text{ж в } i-1}}{w_{\text{ж в } i}} > 0.01. \quad (4.3.22)$$

Результаты расчёта представлены в таблице 4.3.1.

Таблица 4.3.1 – Расчет газодинамических параметров на выходе из распылительного устройства

id	d , мм	Π_5	$\Pi_{5в}$	$\Pi_{2в}$	$W_{жт}$, м/с	$W_{зм}$, м/с	$W_{жв}$, м/с	$W_{зв}$, м/с	$\rho_{зв}$, кг/м ³	$\rho_{зм}$, кг/м ³	$\alpha_{зв}$	$\lambda_{зв}$
2901	2.3	244	265	0.08	26.1	343	11.5	152	4.09	3.77	0.81	0.44
2902	2.3	160	173	0.09	32.3	343	14.2	151	6.26	5.77	0.85	0.44
2903	2.3	122	133	0.11	37	343	16.6	154	8.18	7.52	0.88	0.45
2904	2.3	101	111	0.12	40.6	343	18.5	156	9.87	9.04	0.9	0.45
2905	2.3	72	78	0.14	48.3	343	21.9	156	13.96	12.8	0.92	0.45
2403	4.3	831	909	0.07	16.2	225	11.6	162	1.2	0.98	0.98	0.47
2404	4.3	831	870	0.08	15.5	189	8.9	108	1.2	0.97	0.97	0.31
2405	4.3	831	847	0.08	15.5	189	6.1	74	1.2	0.96	0.96	0.22
2406	2.9	231	255	0.08	26.9	343	13.0	166	4.33	3.92	0.95	0.48
2407	2.9	160	178	0.09	32.3	343	16.3	173	6.26	5.62	0.97	0.5
2408	2.9	346	376	0.06	22	343	9.8	153	2.89	2.66	0.94	0.45
2411	2.9	122	137	0.11	37	343	19.5	181	8.18	7.28	0.98	0.53
2307	1	76	86	0.14	47	343	26.2	191	13.24	5.62	0.95	0.56
2304	2.9	189	204	0.09	29.7	343	12.7	147	4.9	5.3	0.91	0.43
2305	2.9	146	162	0.1	33.9	343	16.7	169	6.19	6.86	0.94	0.49
1807	1.6	136	151	0.1	35	343	17.2	169	7.34	6.63	0.89	0.49
1808	1.6	213	235	0.08	28	343	13.5	166	4.69	4.25	0.86	0.48
1809	1.6	286	315	0.07	24.1	343	11.5	164	3.49	3.17	0.86	0.48
1810	1.6	346	388	0.06	22	343	11.4	178	2.89	2.58	0.85	0.52

Обозначения в таблице:

1. id – идентификационный номер расчета, совпадающий с экспериментом.
2. d , мм – диаметр выходной форсунки.
3. Π_5 – критерий соотношения плотностей фаз в смесительном устройстве.

4. $\Pi_{5В}$ – критерий соотношения плотностей фаз на срезе выходной форсунки.
5. $\Pi_{2В}$ – соотношение скоростей фаз на срезе выходной форсунки.
6. $W_{жТ}$, м/с – теоретическая скорость жидкости по уравнению Бернулли.
7. $W_{гТ}$, м/с – теоретическая скорость газа.
8. $W_{жВ}$, м/с – скорость жидкости, полученная по методике.
9. $W_{гВ}$, м/с – скорость жидкости, полученная по методике.
10. $\rho_{гВ}$, кг/м³ – плотность газа, полученная по методике.
11. $\rho_{гТ}$, кг/м³ – теоретическая плотность газа.
12. $\alpha_{гВ}$ – объемная концентрация газа на срезе выходной форсунки.
13. $\lambda_{гВ}$ – приведенная скорость на срезе выходной форсунки.

Таблица 4.3.2 – Сравнение экспериментальных, теоретических скоростей капель со скоростями по методике

id	$W_{жТ}$, м/с	$W_{эжВ}$, м/с	$W_{жВ}$, м/с	Δ , %
2901	26.1	10	11.5	13
2902	32.3	15	14.2	6
2903	37	13	16.6	22
2904	40.6	17	18.5	8
2905	48.3	16	21.9	27
2403	16.2	8	11.6	31
2404	15.5	7	8.9	21
2405	15.5	4	6.1	34
2406	26.9	9	13.0	31
2407	32.3	13	16.3	20
2408	22	8	9.8	18
2411	37	12	19.5	38
2307	47	12	26.2	45

Продолжение таблицы 4.3.2

id	$W_{жт},$ м/с	$W_{эжв},$ м/с	$W_{жв},$ м/с	$\Delta, \%$
2304	29.7	11	12.7	13
2305	33.9	22	16.7	31
1807	35	21	17.2	22
1808	28	11	13.5	19
1809	24.1	12	11.5	4
1810	22	11	11.4	4

Сравним значения скоростей капель двухфазного потока на срезе форсунки, рассчитанные по уравнению Бернулли, то есть, двухфазный поток рассчитывался по теории раздельности фаз, рассчитанные по представленной методике и экспериментально измеренные скорости капель (Таблица 4.3.1). Погрешность вычислялась, как разница между скоростями по методике и экспериментально измеренными:

$$\Delta = \frac{W_{жв} - W_{эжв}}{W_{жв}} \cdot 100\% \quad (4.3.23)$$

Данные Таблицы 4.3.2 доказывают, что построенная математическая модель дает удовлетворительные результаты применительно к высококонцентрированным газом двухфазным потокам. Если сравнивать с расчетом двухфазного потока с точки зрения раздельного течения фаз, то видно, что по сравнению с экспериментальными скоростями, то есть реальными скоростями, эти значения различаются в несколько раз.

4.4 Кризис течения в двухфазном потоке

Вопрос о скорости звука в двухфазных системах является принципиально важным и рассматривается в ряде работ [41-55]. Исследования показали, что в случае диспергирования двухфазного потока с давлением p_f через отверстие форсунки в окружающую среду с давлением B_0 соотношение этих давлений, то есть газодинамическая функция давлений $\pi(\lambda) < 0,528$ меньше значения реализации кризиса течения, но при этом фактически течение запыралось. Рассматриваемое явление связано с уменьшением скорости звука в двухфазном потоке, поэтому потребовалось такое решение задачи, которое можно использовать для расчета кризиса для определения скорости звука в двухфазной неравновесной среде. В работе [56] получены формулы скорости звука двухфазной среды a_{cp} для различных моделей.

Для описания двухфазной системы существуют следующие модели потока: $wT\rho$ – однофазный поток, односкоростная, однотемпературная, одноплотностная модель; $wT\rho^2$ – двухфазный равновесный по скоростям и температурам поток; $w^2T^2\rho^2$ – неравновесный по скоростям, температурам и плотностям двухфазный поток; $w^2T^2\rho^2\phi^2$ – неравновесный двухфазный поток с неравновесными фазовыми переходами. В данной работе скорость звука определяется по модели неравновесного по скоростям, температурам и плотностям двухфазного потока.

Для выбранной модели двухфазного потока скорость звука определяется, как:

$$a_{cp} = \delta a_z, \quad (4.4.1)$$

$$a_z = \sqrt{kRT}, \quad (4.4.2)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\alpha\beta}{1 - F_{11} + F_{12}(F_2 - F_3)}}, \quad (4.4.3)$$

где a_{cp} – скорость звука в двухфазной неравновесной среде;

a_z – скорость звука в газе;

δ – некоторый коэффициент пропорциональности, учитывающий двухфазность и разность величин скорости звука в двухфазном и газовом потоке.

Ниже приведены формулы для вычисления величин α , β , F_2 , F_3 , F_{11} , F_{12} , входящих в формулу (4.4.3). Скорости, расходы и критерии известны, рассчитываются по математической модели, указанной в настоящей работе.

$$g = \frac{G_{ж}}{G_{ж} + G_г} = \frac{\Pi_1}{\Pi_1 + 1}, \quad (4.4.4)$$

$$\alpha = (1 - g) + g\Pi_{2\phi} = \frac{1 + \Pi_1\Pi_{2\phi}}{1 + \Pi_1}, \quad (4.4.5)$$

$$\beta = (1 - g) + \frac{g}{\Pi_{5\phi}\Pi_{2\phi}} = \frac{\Pi_{5\phi}\Pi_{2\phi} + \Pi_1}{\Pi_{5\phi}\Pi_{2\phi}(\Pi_1 + 1)}, \quad (4.4.6)$$

$$F_3 = \frac{\alpha \cdot \Pi_{2\phi}^2}{(\alpha - \Pi_{2\phi}^2\Pi_{5\phi}\beta)\Pi_{5\phi}} \left(\frac{1}{\varphi_k^2} - \Pi_{5\phi} \right), \quad (4.4.7)$$

$$F_{12} = \frac{\Pi_1 \left(\frac{\alpha}{\Pi_{2\phi}^2\Pi_{5\phi}} - \beta \right)}{(\Pi_1 + 1)\alpha\beta}, \quad (4.4.8)$$

$$F_{11} = \frac{\Pi_1}{(\Pi_1 + 1)\beta\Pi_{2\phi}^2\Pi_{5\phi}} \left(\Pi_{5\phi} - \frac{1}{\varphi_k^2} \right), \quad (4.4.9)$$

где φ_k – это отношение скорости звука жидкости к скорости звука газа:

$$\varphi_k = \frac{a_{ж}}{a_г}, \quad (4.4.10)$$

где скорость звука жидкости принимает значение $a_{ж}=1403$.

$$F_2 = \frac{\alpha \Pi_{2\phi}^2 \Pi_{5\phi} \beta (\Pi_1 + 1)}{\Pi_1 (\alpha - \Pi_{2\phi}^2 \Pi_{5\phi} \beta)} \left(\frac{\beta}{M_г^2} - 1 \right), \quad (4.4.11)$$

где число Маха газа рассчитывается, как:

$$M_г = \frac{w_{г\phi}}{a_г}. \quad (4.4.12)$$

Число Маха двухфазной среды определяется, как отношение скорости среды к скорости звука:

$$M_{cp} = \frac{w_{cp}}{a_{cp}}, \quad (4.4.13)$$

где w_{cp} – средняя скорость потока, найденная по уравнению количеству движения:

$$w_{cp} = \frac{w_{гв} G_{гв} + w_{жс} G_{жс}}{G_{гв} + G_{жс}} = \frac{w_{гв} + \Pi_1 w_{жс}}{1 + \Pi_1}, \quad (4.4.14)$$

Таблица 4.4.1 – Параметры расчета кризиса двухфазного потока

id	d , мм	$\Pi_{2в}$	$\Pi_{5в}$	Π_1	$W_{жв}$, м/с	$W_{гв}$, м/с	a_{cp} , м/с	W_{cp} , м/с	$\lambda_{гв}$	M_{cp}	φ_k
2901	2.3	0.08	265	4.8	11.5	152	35.8	35.8	0.44	1.0	0.44
2902	2.3	0.09	173	2.9	14.2	151	49.7	49.7	0.44	1.0	0.44
2903	2.3	0.11	133	2.0	16.6	154	62.0	62.0	0.45	1.0	0.45
2904	2.3	0.12	111	1.5	18.5	156	72.9	72.9	0.45	1.0	0.46
2905	2.3	0.14	78	1.0	21.9	156	88.6	88.6	0.45	1.0	0.45
2403	4.3	0.07	909	1.5	11.6	162	71.4	71.4	0.47	1.0	0.72
2404	4.3	0.08	870	2.1	8.9	108	41.1	41.1	0.31	1.0	0.57
2405	4.3	0.08	847	2.9	6.1	74	23.7	23.7	0.22	1.0	0.39
2406	2.9	0.08	255	1.0	13.0	166	90.4	90.4	0.48	1.0	0.48
2407	2.9	0.09	178	0.5	16.3	173	122.4	122.4	0.5	1.0	0.5
2408	2.9	0.06	376	1.5	9.8	153	66.9	66.9	0.45	1.0	0.45
2411	2.9	0.11	137	0.3	19.5	181	142.2	142.2	0.53	1.0	0.53
2307	1	0.14	86	5.0	26.2	191	53.5	53.5	0.56	1.0	0.56
2304	2.9	0.09	204	1.6	12.7	147	63.4	63.4	0.43	1.0	0.43
2305	2.9	0.1	162	1.0	16.7	169	92.8	92.8	0.49	1.0	0.49
1807	1.6	0.1	151	1.9	17.2	169	69.4	69.4	0.49	1.0	0.49
1808	1.6	0.08	235	3.1	13.5	166	50.6	50.6	0.48	1.0	0.48
1809	1.6	0.07	315	3.5	11.5	164	45.2	45.2	0.48	1.0	0.48
1810	1.6	0.06	388	4.5	11.4	178	41.7	41.7	0.52	1.0	0.52

Результаты расчетов параметров кризиса течения в двухфазном потоке приведены в таблице 4.4.1. При этом для газовой фазы значение $\lambda_{гв}$ заключено в

диапазоне $0,43 \div 0,52$. Результаты теоретически подтвердили наличие кризиса двухфазного газочапельного потока при скоростях, много меньших скорости звука в каждой из фаз.

Из полученных данных следует, что на срезе форсунки с двухфазным газочапельным потоком число Маха $M_{cp} = 1$, т. е. возникает явление кризиса при скорости газа меньшей, чем скорость звука в газе.

ГЛАВА 5. ИССЛЕДОВАНИЕ ДИСПЕРСНОСТИ ДВУХФАЗНОГО ГАЗОКАПЕЛЬНОГО ПОТОКА

5.1. Критерии подобия для определения дисперсности

Прежде чем приступить к исследованию дисперсности двухфазного потока, необходимо ввести основные критерии [57-59], теплофизические свойства рабочего тела приведены в таблице 5.1.1.

Таблица 5.1.1 – Теплофизические параметры рабочего тела

$\mu_{г} \cdot 10^5, \text{Па} \cdot \text{с}$	$\mu_{ж} \cdot 10^3, \text{Па} \cdot \text{с}$	$\sigma_{ж}, \text{Н/М}$
1,8	0,894	0,0735

Критерий Вебера, определяющий отношение инерциальных сил к силам поверхностного натяжения жидкости, для двухфазного потока принимает следующий вид:

$$We_2 = \frac{\rho_{гв} (w_{гв} - w_{жв})^2 d}{\sigma_{ж}}. \quad (5.1.1)$$

Критерий Рейнольдса, характеризующий отношение сил инерции к силам вязкости газа в двухфазном потоке:

$$Re = \frac{(w_{гв} - w_{жв}) \rho_{гв} d_k}{\mu_г}, \quad (5.1.2)$$

где $\mu_г$ – вязкость газа;

d_k – диаметр капли.

Критерий Лапласа, определяющий отношение сил поверхностного натяжения к силам вязкости:

$$Lp = \frac{d \rho_{жс} \sigma_{жс}}{\mu_{жс}}. \quad (5.1.3)$$

Критерий, определяющий соотношение вязкости фаз:

$$\Pi_6 = \frac{\mu_{жс}}{\mu_г}. \quad (5.1.4)$$

5.2. Экспериментальное исследование дисперсности двухфазного газочапельного потока

Для измерения скоростей и капель на различных режимах используется теневой метод. Как уже было описано в пояснении к выбору методов измерения, при использовании теневого метода относительно высококонцентрированного каплями двухфазного потока неизбежно наложение их рефракционных картин друг на друга, сформировавшийся поток с интересующими нас параметрами относительно плотный, как показало экспериментальное исследование, это делает невозможным использование теневого метода для измерения потока на выходном срезе форсунок на всех экспериментальных режимах. Поэтому целью данного эксперимента являлось измерение скоростей капель и среднего диаметра Заутера на возможных режимах и расстояниях на выходе из нескольких форсунок, на которых это удалось измерить, чтобы оценить порядок значений величин скоростей и размеров капель и сравнить с методикой их определения. Средний диаметр Заутера – это отношение суммарного объема капель к суммарной площади поверхности. В таблице 5.2.1. показаны измеренные параметры эксперимента. Эксперимент проводился с форсунками диаметрами 2,9 мм и 1 мм в диапазоне соотношения фаз $\Pi_1 = 0,56 \div 4,34$. Ниже представлены рисунки, показывающие различные распределения размеров капель и скоростям.

Таблице 5.2.1 – Измеренные параметры эксперимента

id	d , мм	$P_{ж}$, атм	$P_{г}$, атм	$p_{ф}$, атм	$G_{ж}$, г/с	$G_{г}$, г/с	L, мм	Π_1	$\alpha_{г}$	d32, мкм	w, м/с
140801	2.9	5.75	11.0	5.2	6.3	6.67	280	0.94	0.99	38	46
140802	2.9	7.0	14.8	6.8	5.0	8.82	400	0.57	0.98	39	19
140803	2.9	5.8	11.4	5.5	7.0	7.0	400	1.0	0.99	40	31
140804	2.9	4.5	8.6	3.9	4.79	4.79	400	1.0	0.98	47	31
140805	2.9	4.5	9.2	4.4	8.2	5.68	420	1.44	0.98	48	30

Продолжение таблицы 5.2.1

id	d , мм	$P_{ж}$, атм	$P_{г}$, атм	$p_{ф}$, атм	$G_{ж}$, г/с	$G_{г}$, г/с	L , мм	Π_1	$\alpha_{г}$	d_{32} , мкм	w , м/с
140806	2.9	5.8	11.0	5.3	7.2	6.72	420	1.07	0.98	41	28
140807	2.9	5.0	14.8	7.0	5.0	9.0	420	0.56	1.0	44	20
140808	2.9	6.0	12.8	5.8	7.0	7.4	280	0.95	0.98	38	47
140809	2.9	7.1	15.0	7.1	5.5	9.0	280	0.61	0.99	37	35
140810	2.9	4.5	8.2	4.2	9.32	5.0	280	1.86	0.98	46	38
90805	1	9.0	9.0	9.0	1.66	1.41	150	1.18	0.98	37	35
90806	1	8.5	8.8	8.8	2.8	1.21	150	2.31	0.98	38	36
90807	1	8.0	8.1	8.1	4.3	0.99	150	4.34	0.98	44	34

Основные обозначения таблицы:

1. Id – идентификационный номер эксперимента.
2. d , мм – диаметр выходного отверстия форсунки.
3. $P_{ж}$, атм – давление подачи жидкости.
4. $P_{г}$, атм – давление подачи газа.
5. $p_{ф}$, атм – давление двухфазной смеси перед форсункой.
6. $G_{ж}$, г/с – расход жидкости.
7. $G_{г}$, г/с – расход газа.
8. Π_1 – критерий соотношения расхода жидкости к расходу газа.
9. $\alpha_{г}$ – объемная газовая концентрация в смесителе.
10. d_{32} – средний диаметр Заутера, измеренный на выходе и осредненный по массе.
11. w – среднемассовая скорость капель, измеренная на выходе.
12. L , мм – расстояние измерения от среза форсунки скорости и d_{32} .

Измеренные распределения дисперсности и скоростей капель представлены на рисунках 5.2.1-5.2.78.



Рисунок 5.2.1 – Id 140801, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $d_{32} = 38$ мкм

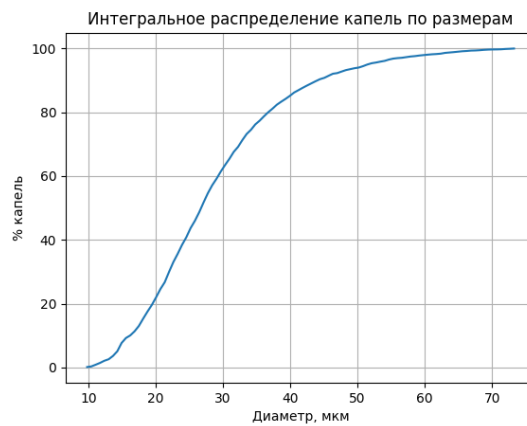


Рисунок 5.2.2 – Id 140801, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.3 – Id 140801, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $d_{32} = 38$ мкм

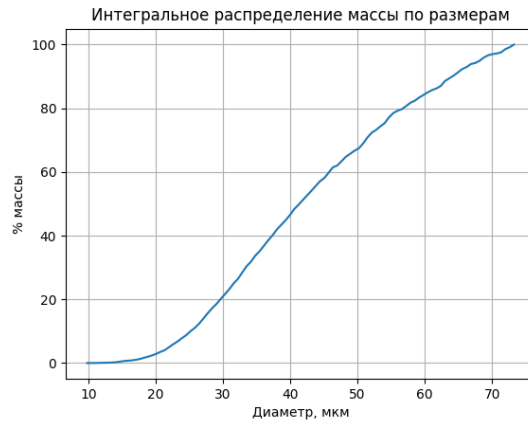


Рисунок 5.2.4 – Id 140801, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.5 – Id 140801, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 46$ м/с

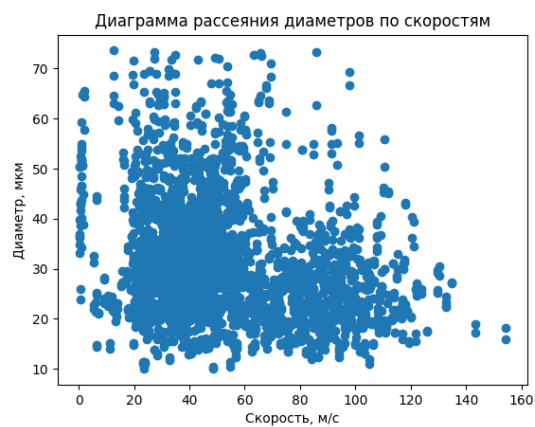


Рисунок 5.2.6 – Id 140801, диаграмма рассеяния диаметров капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,94$, $P_\phi = 5,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 46$ м/с

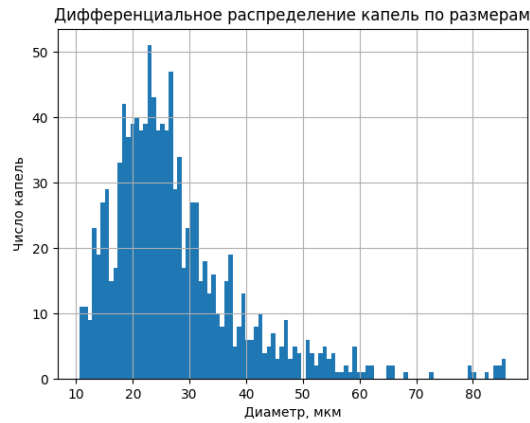


Рисунок 5.2.7 – Id 140802, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм

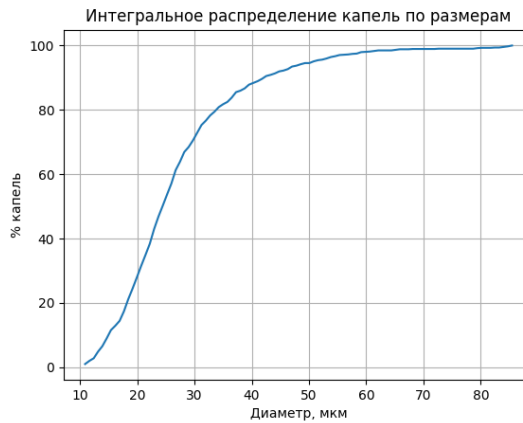


Рисунок 5.2.8 – Id 140802, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм



Рисунок 5.2.9 – Id 140802, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм

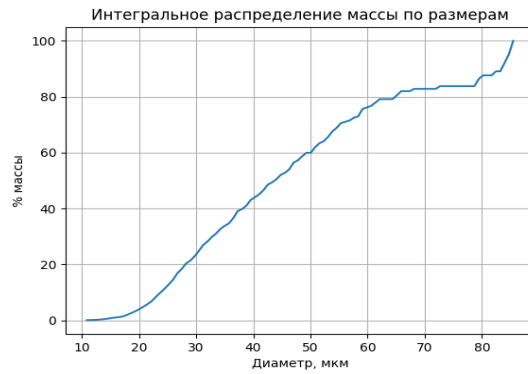


Рисунок 5.2.10 – Id 140802, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм



Рисунок 5.2.11 – Id 140802, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм

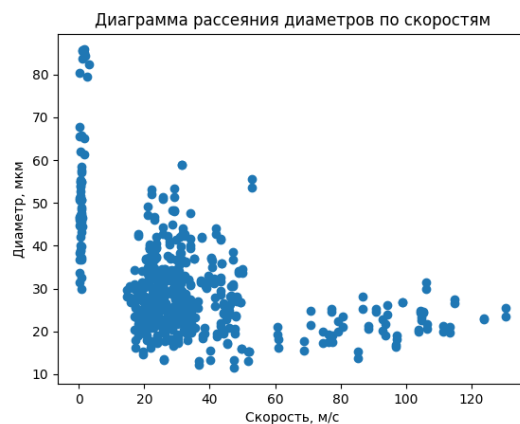


Рисунок 5.2.12 – Id 140802, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,57$, $P_\phi = 6,8$ атм, $L = 400$ мм, $w = 18$ м/с, $d_{32} = 39$ мкм

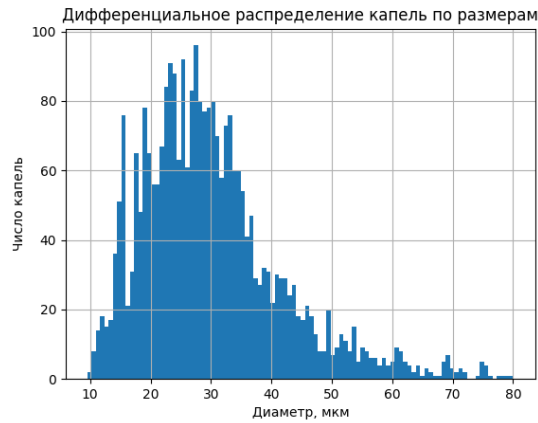


Рисунок 5.2.13 – Id 140803, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм

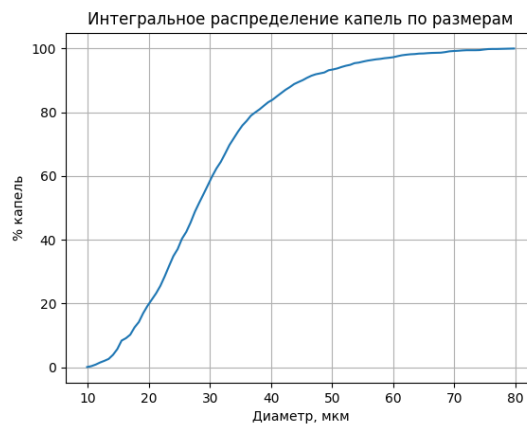


Рисунок 5.2.14 – Id 140803, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм



Рисунок 5.2.15 – Id 140803, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм

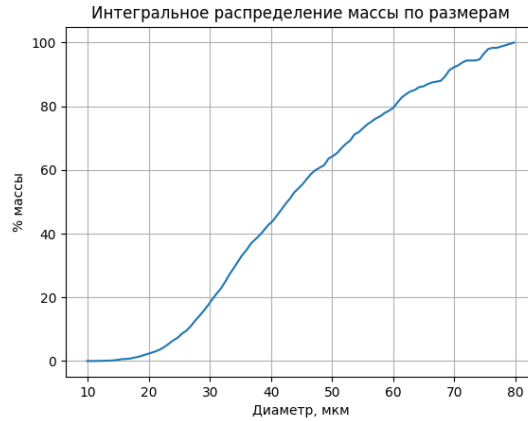


Рисунок 5.2.16 – Id 140803, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм



Рисунок 5.2.17 – Id 140803, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм

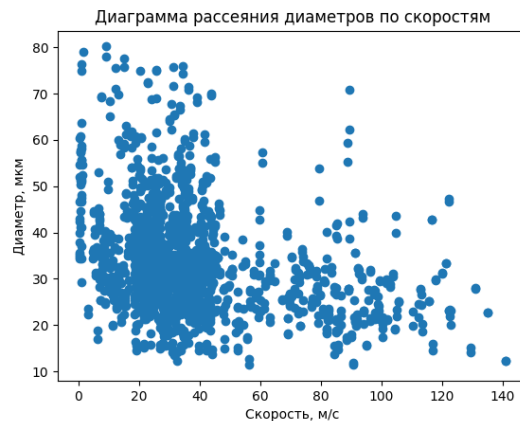


Рисунок 5.2.18 – Id 140803, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 5,5$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 40$ мкм



Рисунок 5.2.19 – Id 140804, дифференциальное распределение капель по размерам
 $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с,
 $d_{32} = 47$ мкм

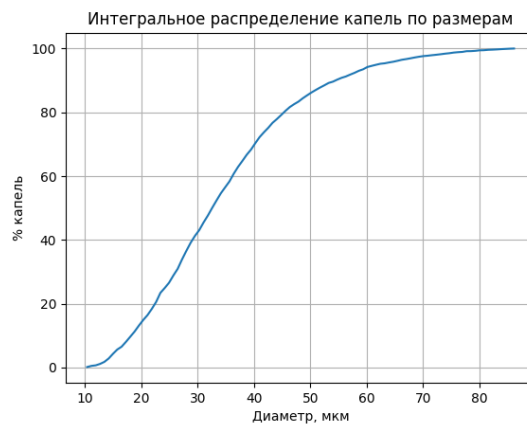


Рисунок 5.2.20 – Id 140804, интегральное распределение капель по размерам при
 $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 47$ мкм



Рисунок 5.2.21 – Id 140804, распределение капель по размерам при
 $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 47$ мкм

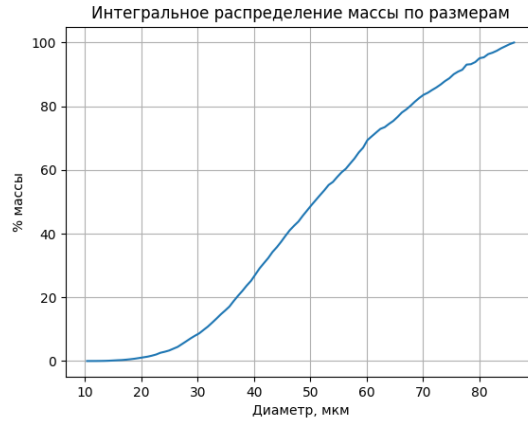


Рисунок 5.2.22 – Id 140804, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 47$ мкм



Рисунок 5.2.23 – Id 140804, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 47$ мкм

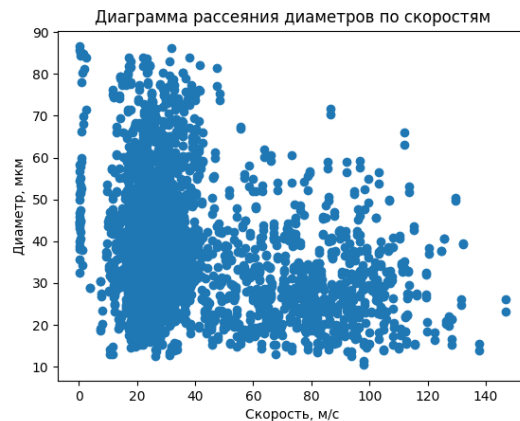


Рисунок 5.2.24 – Id 140804, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1$, $P_\phi = 3,9$ атм, $L = 400$ мм, $w = 31$ м/с, $d_{32} = 47$ мкм



Рисунок 5.2.25 – Id 140805, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм

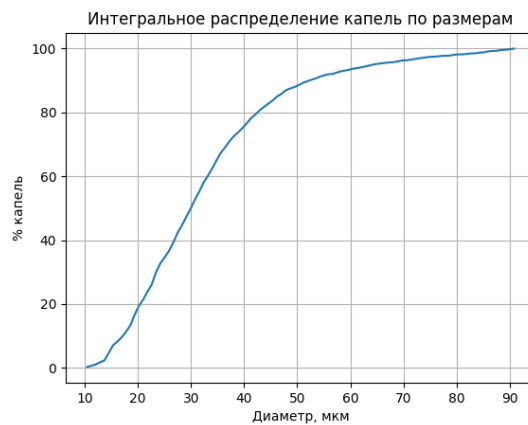


Рисунок 5.2.26 – Id 140805, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм



Рисунок 5.2.27 – Id 140805, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм

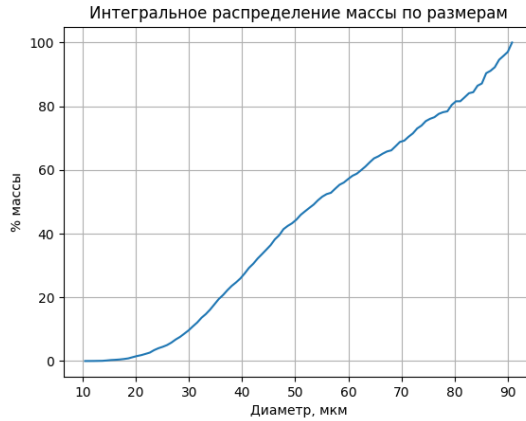


Рисунок 5.2.28 – Id 140805, интегральное распределение каплей по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм

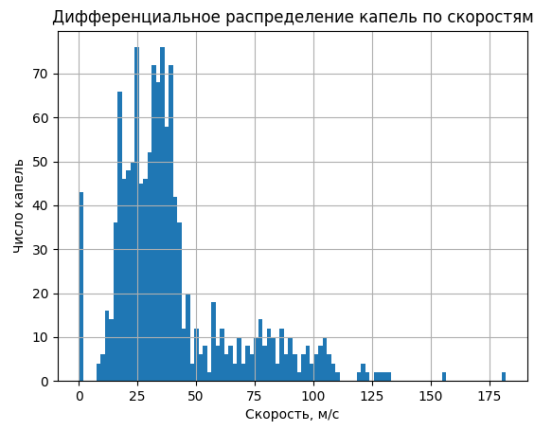


Рисунок 5.2.29 – Id 140805, дифференциальное распределение каплей по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм

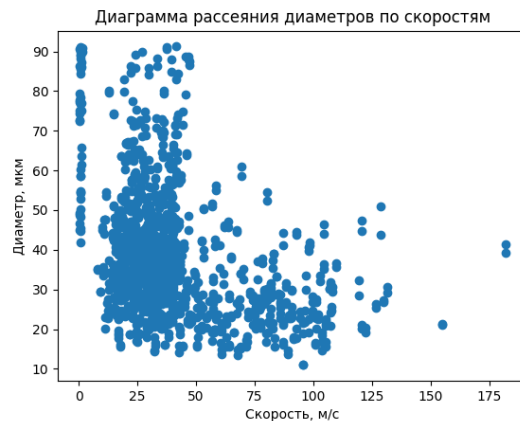


Рисунок 5.2.30 – Id 140805, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,44$, $P_\phi = 4,4$ атм, $L = 420$ мм, $w = 30$ м/с, $d_{32} = 48$ мкм



Рисунок 5.2.31 – Id 140806, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм

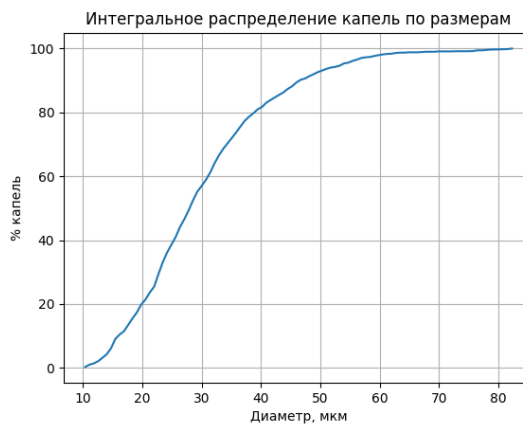


Рисунок 5.2.32 – Id 140806, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм



Рисунок 5.2.33 – Id 140806, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм

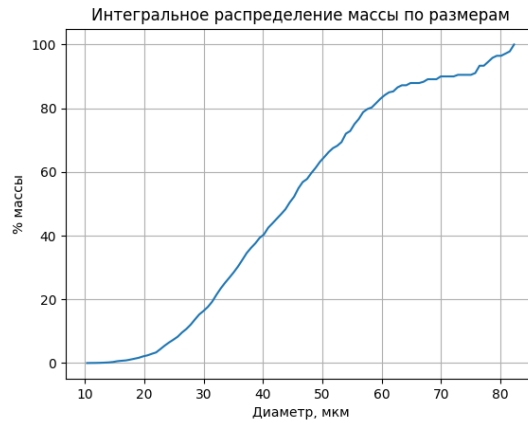


Рисунок 5.2.34 – Id 140806, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм



Рисунок 5.2.35 – Id 140806, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм

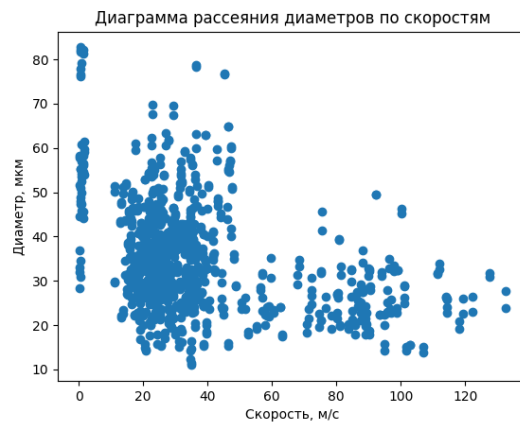


Рисунок 5.2.36 – Id 140806, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,07$, $P_\phi = 5,3$ атм, $L = 420$ мм, $w = 28$ м/с, $d_{32} = 41$ мкм

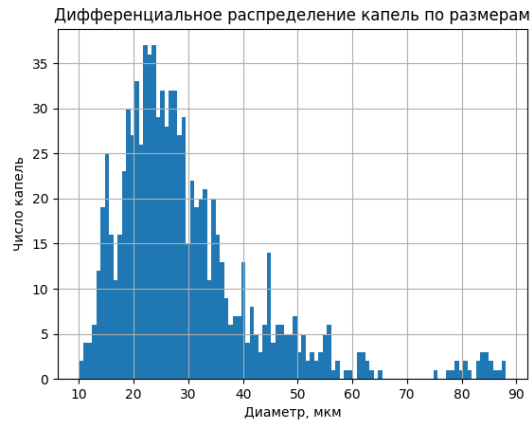


Рисунок 5.2.37 – Id 140807, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

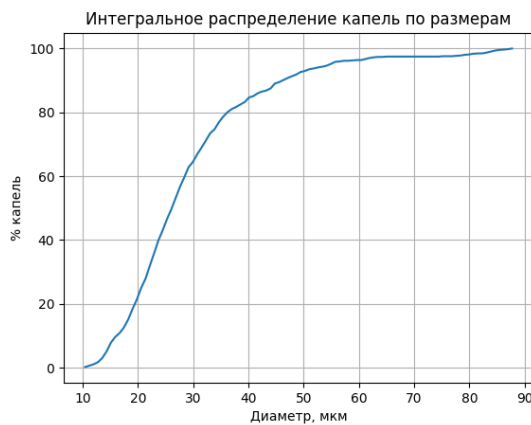


Рисунок 5.2.38 – Id 140807, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.39 – Id 140807, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.40 – Id 140807, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.41 – Id 140807, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

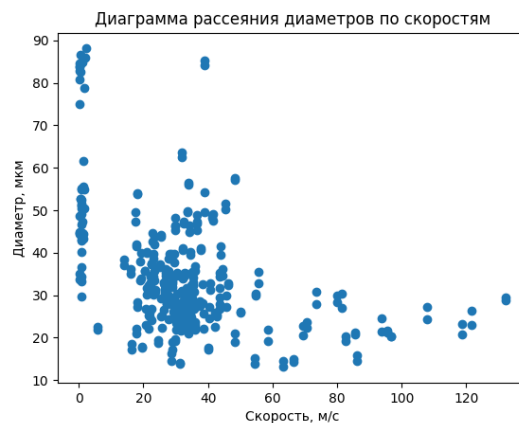


Рисунок 5.2.42 – Id 140807, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 7$, $P_\phi = 0,56$ атм, $L = 420$ мм, $w = 20$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.43 – Id 140808, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

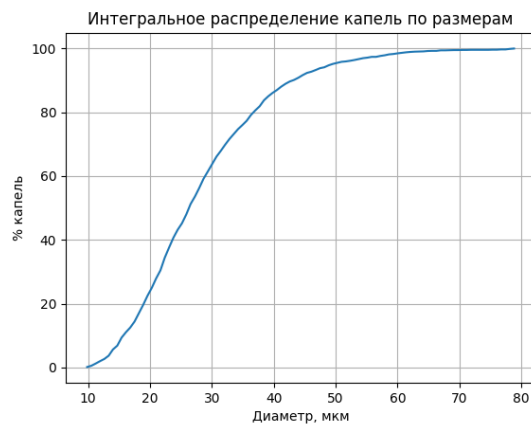


Рисунок 5.2.44 – Id 140808, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.45 – Id 140808, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

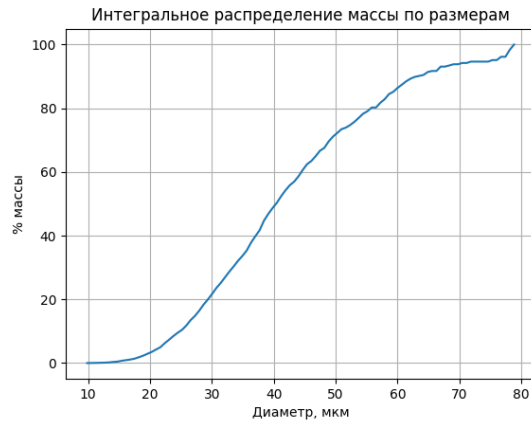


Рисунок 5.2.46 – Id 140808, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.47 – Id 140808, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

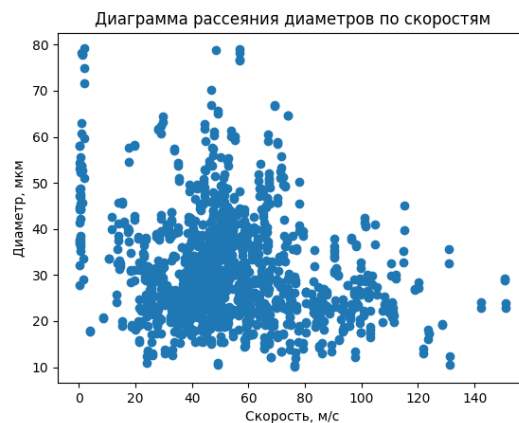


Рисунок 5.2.48 – Id 140808, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,95$, $P_\phi = 5,8$ атм, $L = 280$ мм, $w = 47$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.49 – Id 140809, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,61$, $P_\phi = 7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

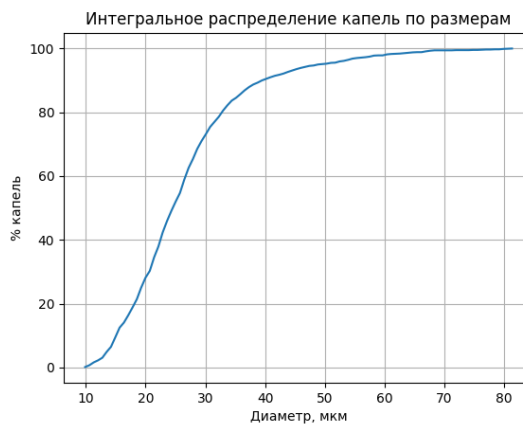


Рисунок 5.2.50 – Id 140809, интегральное распределение капель по размерам при $d=2,9$ мм, $\Pi_1=0,61$, $P_\phi=7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w=35$ м/с, $d_{32}= 37$ мкм

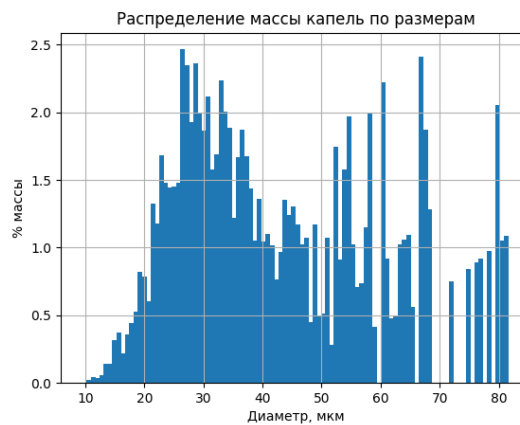


Рисунок 5.2.51 – Id 140809, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,61$, $P_\phi = 7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм



Рисунок 5.2.52 – Id 140809, интегральное распределение капель по размерам $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,61$, $P_\phi = 7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм



Рисунок 5.2.53 – Id 140809, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,61$, $P_\phi = 7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

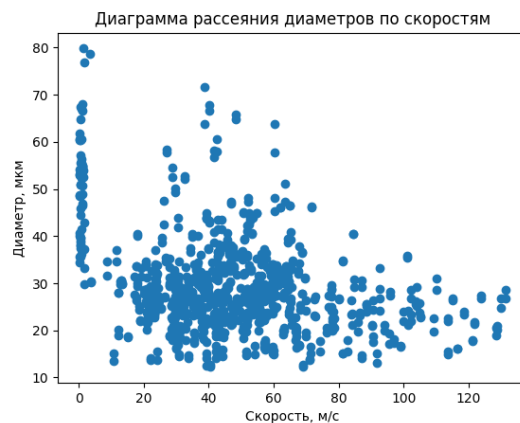


Рисунок 5.2.54 – Id 140809, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 0,61$, $P_\phi = 7,1$ атм, $L = 280$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм



Рисунок 5.2.55 – Id 140810, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм

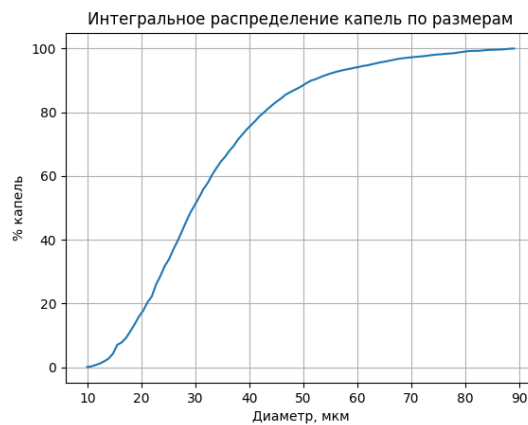


Рисунок 5.2.56 – Id 140810, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм



Рисунок 5.2.57 – Id 140810, распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм

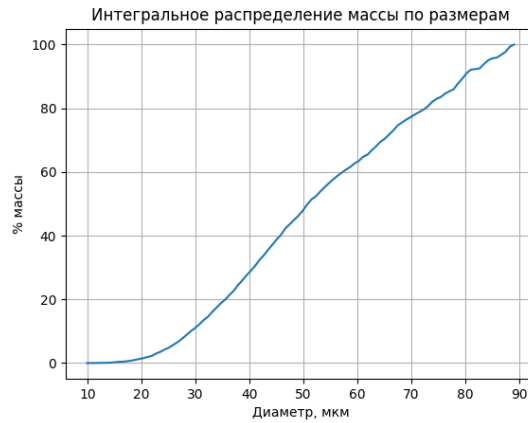


Рисунок 5.2.58 – Id 140810, интегральное распределение капель по размерам при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм



Рисунок 5.2.59 – Id 140810, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм

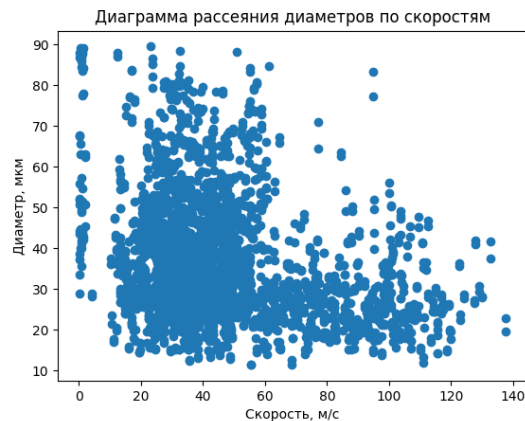


Рисунок 5.2.60 – Id 140810, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 2,9$ мм, $\Pi_1 = 1,86$, $P_\phi = 4,2$ атм, $L = 280$ мм, $w = 38$ м/с, $d_{32} = 46$ мкм

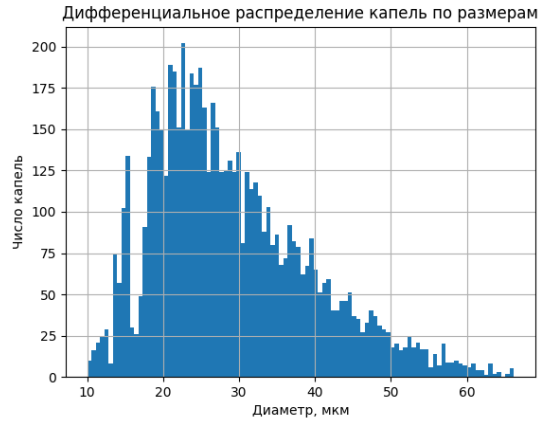


Рисунок 5.2.61 – Id 90805, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

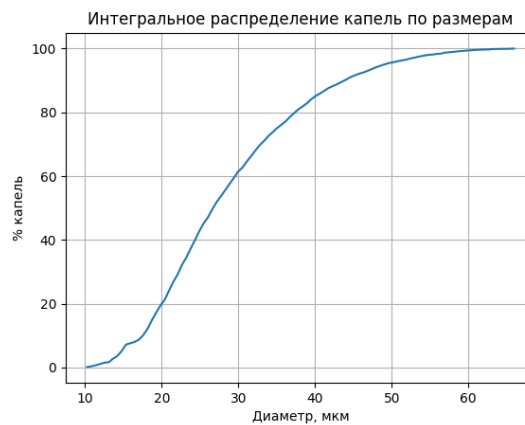


Рисунок 5.2.62 – Id 90805, интегральное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

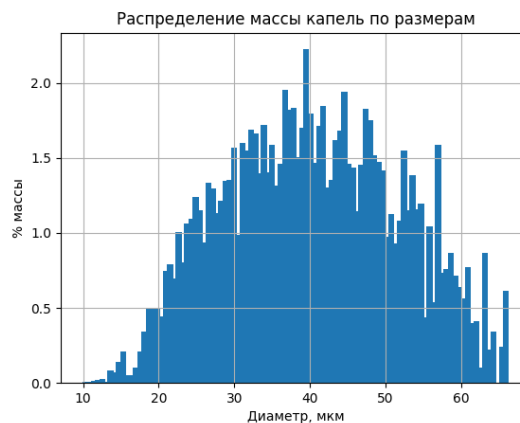


Рисунок 5.2.63 – Id 90805, распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

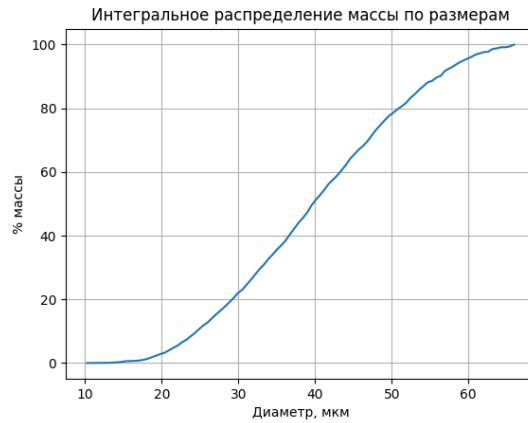


Рисунок 5.2.64 – Id 90805, интегральное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм



Рисунок 5.2.65 – Id 90805, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм

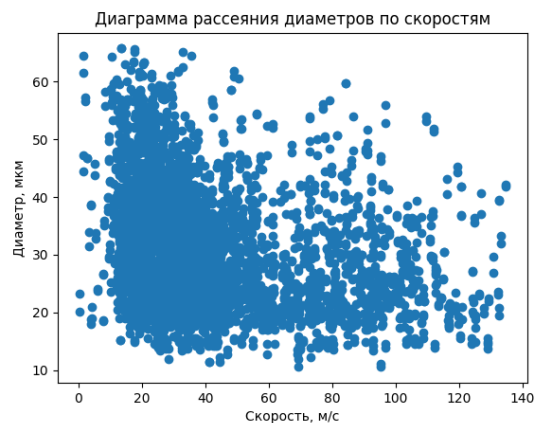


Рисунок 5.2.66 – Id 90805, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 1,18$, $P_\phi = 9,0$ атм, $L = 150$ мм, $w = 35$ м/с, $d_{32} = 37$ мкм



Рисунок 5.2.67 – Id 90806, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

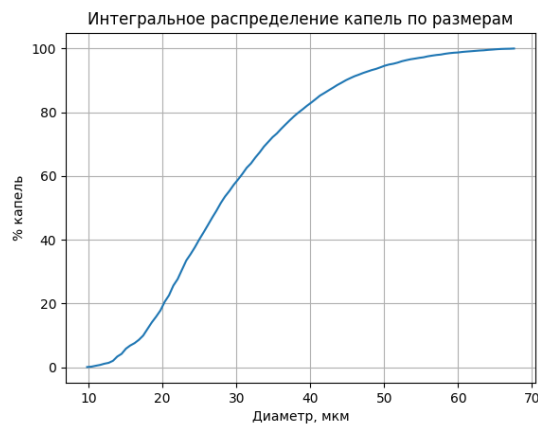


Рисунок 5.2.68 – Id 90806, интегральное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм



Рисунок 5.2.69 – Id 90806, распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

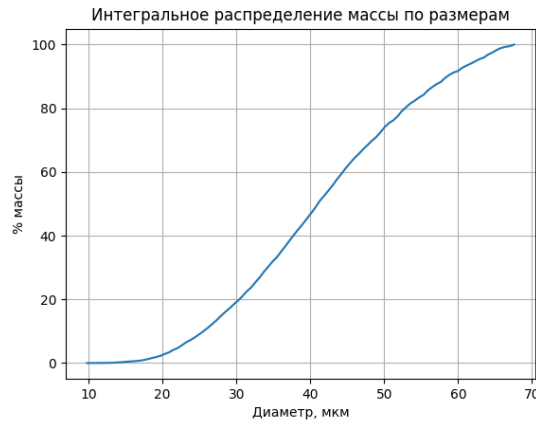


Рисунок 5.2.70 – Id 90806, интегральное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

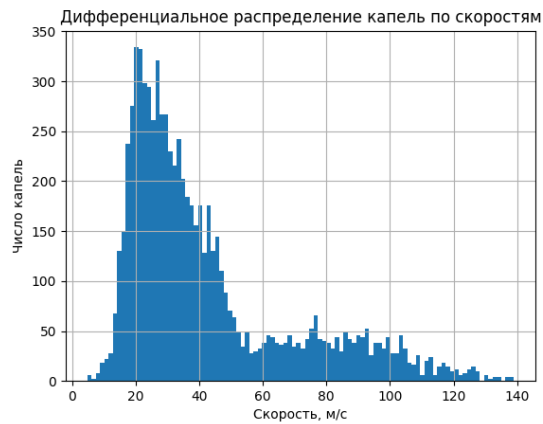


Рисунок 5.2.71 – Id 90806, дифференциальное распределение капель по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

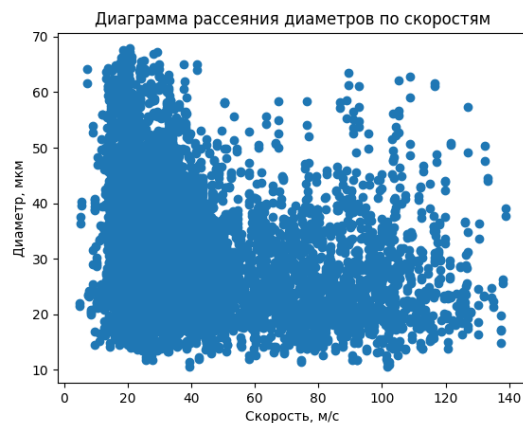


Рисунок 5.2.72 – Id 90806, диаграмма рассеяния диаметров по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 2,31$, $P_\phi = 8,8$ атм, $L = 150$ мм, $w = 36$ м/с, $d_{32} = 38$ мкм

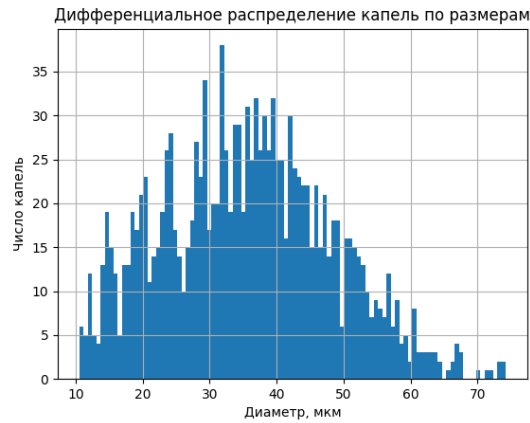


Рисунок 5.2.73 – Id 90807, дифференциальное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

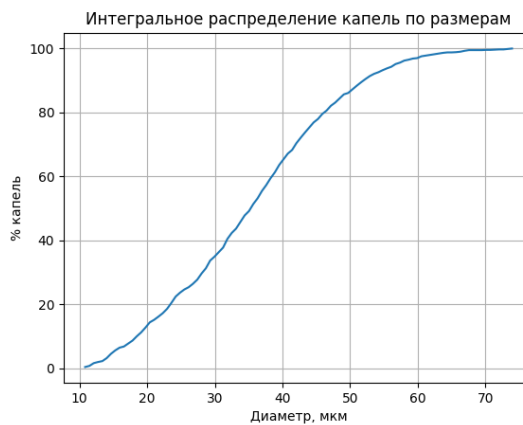


Рисунок 5.2.74 – Id 90807, интегральное распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.75 – Id 90807, распределение капель по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

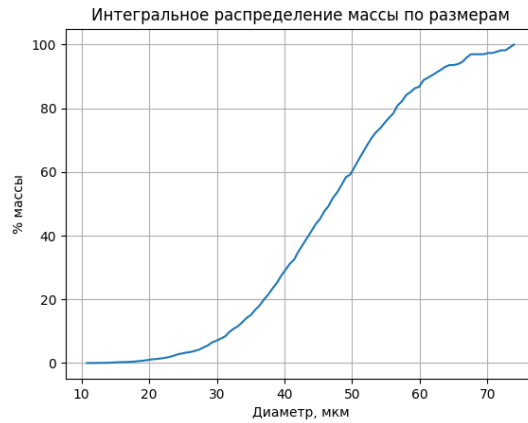


Рисунок 5.2.76 – Id 90807, интегральное распределение каплей по размерам при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм



Рисунок 5.2.77 – Id 90807, дифференциальное распределение каплей по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

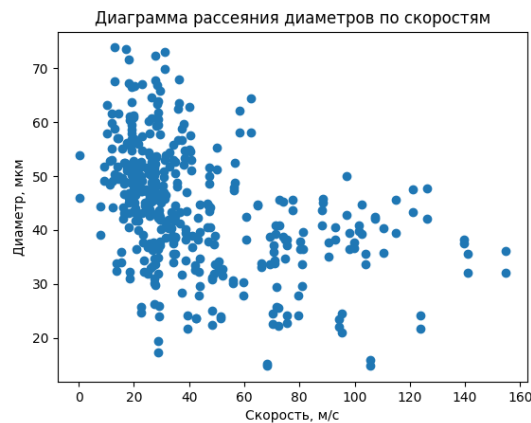


Рисунок 5.2.78 – Id 90807, диаграмма рассеяния диаметров каплей по скоростям при $d = 1$ мм, $\Pi_1 = 4,34$, $P_\phi = 8,1$ атм, $L = 150$ мм, $w = 34$ м/с, $d_{32} = 44$ мкм

5.3. Методика расчета дисперсности капель двухфазного газокapельного потока.

Для определения диаметра капель на выходе из форсунки необходимо записать уравнение движение капели в двухфазном потоке:

$$V_{\kappa} \frac{dw_{\text{жв}}}{dt} = C_x \frac{\rho_{\text{г}} (w_{\text{гв}} - w_{\text{жв}}) (w_{\text{гв}} - w_{\text{жв}})}{2} F_{\kappa}, \quad (5.3.1)$$

где C_x – коэффициент сопротивления капели;

объем капели определяется, как:

$$V_{\kappa} = \frac{\pi d_{\kappa}^3}{6}, \quad (5.3.2)$$

где d_{κ} – диаметр капели, м.

Площадь поперечного сечения капели определяется, как:

$$F_{\kappa} = \frac{\pi d_{\kappa}^2}{4}. \quad (5.3.3)$$

Принимаем, что изменение скорости от времени, за которое капля прошла некоторое расстояние постоянно и равно:

$$\frac{dw_{\text{жв}}}{dt} = \frac{(w_{\text{гв}} - w_{\text{жв}})}{\Delta x} w_{\text{жв}}. \quad (5.2.4)$$

С учетом того, что величина перемещения равна длины выходного отверстия форсунки $\Delta x = l = 0,015$ м и, подставив в уравнение (5.3.1), выражения (5.3.2), (5.3.3), (5.3.4), тогда диаметр капели двухфазного потока на выходе из форсунки смесительного устройства выражается, как:

$$d_{\kappa} = C_x \frac{3}{4} \frac{l(w_{\text{гв}} - w_{\text{жв}})}{w_{\text{жв}}} \frac{\rho_{\text{гв}}}{\rho_{\text{ж}}}. \quad (5.3.5)$$

Или в критериальном виде:

$$d_{\kappa} = C_x \frac{3}{4} \frac{l(w_{\text{гв}} - w_{\text{жв}})}{w_{\text{жв}} \Pi_{5\text{в}}}. \quad (5.3.6)$$

Расчет диаметра капели производится методом последовательного приближения. В первом приближении значение коэффициента сопротивления капели принимается максимальным [60]: $C_x = 0,48$

Рассчитывается диаметр капли по формуле (5.3.6), плотности и скорости двухфазного потока известны из методики расчета скорости в разделе 4.3 глава 4.

При расчете последующих итераций коэффициент сопротивления капли равен:

$$C_x = \frac{24}{Re} + \frac{4}{\sqrt{Re}} + 0,4, \quad (5.3.7)$$

где

$$Re = \frac{(w_{гв} - w_{жв}) \rho_{гв} d_k}{\mu_г}. \quad (5.3.8)$$

Расчет производится до $d_{k_i} - d_{k_{i+1}} < 10^8$.

Дополнительно определяем размер капли по критериальной формуле (5.3.9), предложенной в работах [2] для двухфазного газок капельного потока, полученного диспергированием коаксиальных струй жидкости и газа:

$$d_{k1} = 0,224 We_2^{-0,45} \left(1 + 52,4 Lp^{-0,15} \Pi_{5г}^{-0,15} \Pi_6^{-0,6} \left(\frac{1}{\Pi_1} \right)^2 \right) l \quad (5.3.9)$$

Формула 5.3.9 ограничена по числу Вебера $We < 4000$. Все вычисленные параметры, для режимов с измеренными скоростями, полученные при расчете определения дисперсности двухфазного потока на выходе приведены в таблице 5.3.1.

Таблица 5.3.1 – Параметры дисперсности двухфазного газок капельного потока

id	$d, мм$	We_2	Lp	Re	$d_{к1}, мкм$	$d_{к2}, мкм$	$d_{к3}, мкм$
2901	2.3	2360	185	484	16.3	18.7	21.8
2902	2.3	3447	185	661	14.9	14.8	14.0
2903	2.3	4520	185	861	14.9	12.8	16.7
2904	2.3	5464	185	1117	16.0	11.5	12.6
2905	2.3	7302	185	1986	20.7	9.4	13.5
2403	4.3	1482	346	443	47.9	20.0	29.7

Продолжение таблицы 5.3.1

id	d , мм	We_2	Lp	Re	$d_{к1}$, мкм	$d_{к2}$, мкм	$d_{к3}$, мкм
2404	4.3	678	346	387	60.2	17.2	22.3
2405	4.3	326	346	351	77.8	17.2	27.0
2406	2.9	3694	234	1100	32.6	18.1	26.9
2407	2.9	5573	234	3630	73.3	14.8	17.6
2408	2.9	2202	234	610	28.5	22.6	24.7
2411	2.9	7610	234	9166	139.2	12.8	19.9
2307	1	4384	81	582	5.4	9.7	23
2304	2.9	3552	234	831	22.5	16.3	19.1
2305	2.9	5781	234	1427	26.9	14.1	10.3
1807	1.6	3376	129	689	12.2	13.6	10.8
1808	1.6	2193	129	455	12.5	17.4	21.7
1809	1.6	1628	129	377	13.9	20.4	19.5
1810	1.6	1584	129	329	13.7	22.6	23.4

В таблице обозначены:

1. $d_{к1}$ – диаметр капли, рассчитанный по уравнению для двухфазного газокапельного потока, полученного диспергированием коаксиальных струй жидкости и газа [2] с использованием скоростей, рассчитанных по методике раздела 4.3

2. $d_{к2}$ – диаметр капли, полученный из выражения 5.3.6 с использованием скоростей, рассчитанных по методике

3. $d_{к3}$ – диаметр капли, полученный из выражения 5.3.6 с использованием скоростей, полученных на выходе из эксперимента

Приведенные в таблицах результаты свидетельствуют об удовлетворительном совпадении параметров, рассчитанных по разработанной методике, и экспериментальных данных по скорости капель жидкости на выходе из форсунки.

5.4. Применение методики расчета для форсажной камеры сгорания предварительного смешения

Решения задач диспергирования двухфазного газокапельного потока на критических режимах было получено в критериальном виде, это позволяет, используя физические константы керосина, получить параметры диспергирования двухфазного газокапельного потока воздух-керосин.

Будем полагать, что у нас имеется решение для диспергирования газокапельного потока с компонентами газа и воды. При этом в результате расчета на выходе из форсунки получены значения следующих критериев подобия $П_1, П_2, П_5$, то есть критерии, которые определяют критический режим.

Примем, что скорость топлива на выходе равна скорости воды $W_m = W_{жс}$, тогда из условия кризиса и сохранения критериев $П_1, П_2$ сохраняется скорость газа $W_г$ и его температура $T_г$. Сохраняем и критерий $П_5 = \frac{\rho_{ж}}{\rho_г}$, изменяя $\rho_г$. Новое $\rho_{гн} = \frac{\rho_{топ}}{П_5}$, тогда $p_{гн} = \rho_{гн} R T_г$, здесь индекс «н» новые значения.

Очевидно, что такие характеристики как вязкость, поверхностное натяжение могут повлиять на величину размера капель.

Сравним качественное изменение от плотности газа число Рейнольдса (5.1.2)

Плотность газа $\rho_{гн}$ уменьшилась. И прогнозируемый размер капель должен тоже немного уменьшиться.

Коэффициент динамической вязкости μ у воды при $t = 20^{\circ}\text{C}$ равен $\mu_{жс} = 0,894 \cdot 10^{-3}$ Па·с, а у керосина $\mu_m = 1,49 \cdot 10^{-3}$ Па·с, коэффициент поверхностного натяжения воды $\sigma_{жс} = 0,0735$ н/м, керосина $\sigma_{жс} = 0,024$ н/м, оценим изменение размера капель при переходе на керосин, учитывается, что плотность керосина равна 800 кг/м^3 , а у воды 1000 кг/м^3 , поэтому рассчитанный размер капли в таблице 5.3.1 тоже изменяется примерно (без учета последовательного приближение) в 1,74 раза. Берем среднее значение дисперсности капель из первой строки таблицы 5.3.1, оно равно 18,7 мкм, делим его на 1,74 и получаем размер капли керосина при

сохранении критериев подобия $П_1$, $П_2$ и $П_5$ составляет 10,9 мкм при выбранном рабочем теле керосин.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В настоящей диссертационной работе представлена методика расчета параметров диспергирования двухфазного газокапельного потока. Разработанная методика позволяет рассчитать параметры, в том числе размеры и скорости капель при диспергированного двухфазного газокапельной структуры на срезе смесительного устройства. Ниже представлены следующие основные результаты:

1. В диссертации проведён обзор и анализ современного состояния проблемы формирования газокапельной смеси; рассмотрены основные модели расчета дисперсности потока и определения кризиса течения в двухфазном потоке.

2. Выявлено, что кризис течения в двухфазном потоке определяется равенством средней скорости двухфазного неравновесного потока по количеству движения и скорости звука в среде.

3. Доказано, что на срезе форсунки при диспергировании двухфазного газокапельного потока при сверхзвуковом перепаде давления возникает явление кризиса при скорости меньшей, чем скорость звука в обеих средах, так как скорость звука в двухфазном неравновесном газокапельным потоке меньше, чем скорость звука в каждой из фаз.

4. Предложена методика расчета параметров диспергирования предварительно сформированного двухфазного потока газокапельной структуры.

5. Сопоставление результатов аналитического расчета по методике и экспериментальных исследований показали удовлетворительное совпадение.

6. Подтверждено, что основными критериями подобия, определяющими течение, являются: критерий соотношения фаз, критерий соотношения плотностей фаз и критерий соотношение скоростей фаз на выходе.

7. С использованием данных критериев возможно применение представленных методик для других рабочих тел.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Витман Л.А. Распыливание жидкости форсунками: монография / Л. А. Витман, Б. Д. Кацнельсон, И. И. Палеев ; под ред. С. С. Кутателадзе. - Москва ; - Ленинград: Госэнергоиздат, 1962. - 264 с. - ISBN 978-5-458-48190-8. – Текст : непосредственный.
2. Распыливание жидкостей : монография / Ю. Ф. Дитякин, Л. А. Клячко., П. В. Новиков, В. И. Ягодкин - 2-е изд., доп. и перераб. изд. - Москва: Машиностроение, 1977. - 207 с.
3. Кулагин, Л. В. Форсунки для распыливания тяжелых топлив: монография / Л. В. Кулагин, М. Я. Морошкин ; Москва : Машиностроение, 1973, 200 с.
4. Нигматулин, Р. И. Динамика многофазных сред : в 2 т. Т. 1: книга / Р. И. Нигматулин ; - Москва: Наука, 1987. - 464 с. - ISBN: 978-5-458-36513-0. – Текст : непосредственный
5. Пажи, Д. Г. Распыливающие устройства в химической промышленности: учебник / Д. Г. Пажи, А. А. Корягин, Э. Л. Ламм ; Под ред. Д. Г. Пажи изд. - Москва: Химия, 1975. - 199 с.
6. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания воздушно - реактивных двигателей : монография / Б. В. Раушенбах, С. А. Белый, И. В. Беспалов [и др.]. - Москва : Машиностроение, 1964. - 526с.
7. А.Н. Lefebvre, X.F. Wang, C.A. Martin: Spray characteristics of aerated-liquid pressure atomizers; J. Propulsion, 4, 4, pp. 293-298, 1988
8. J. S. Chin, A. H. Lefebvre: Flow patterns in internal-mixing, twin-fluid atomizers; Atomization and Sprays, 3, pp. 463-475, 1993 T.C. Roesler, A.H. Lefebvre: Studies on aerated-liquid atomization; Int. J. Turbo and Jet Engines, 6, pp. 221-230, 1989
9. J.D. Whitlow, A.H. Lefebvre: Effervescent atomizer operation and spray characteristics

10. S. D. Sovani, E. Chou, P. E. Sojka, J. P. Gore, W. A. Eckerle, J. D. Crofts: Cone angles for effervescent atomizers spraying into high pressure environments; Proceedings of the Central States Section / Combustion Institute, Technical Meeting, Lexington KY, USA, 1998
11. S. D. Sovani, P. E. Sojka, J. P. Gore, J. D. Crofts, W. A. Eckerle: Effervescent diesel injection: Injector internal flow and its influence on spray quality; ICLASS 2000, Pasadena, USA, 2000
12. S.K. Chen, A.H. Lefebvre: Discharge coefficients for plain-orifice effervescent atomizers; *Atomization and Sprays*, 4, pp. 275-290, 1994
13. S.K. Chen, A.H. Lefebvre: Spray cone angles of effervescent atomizers; *Atomization and Sprays*, 4, pp. 291-301, 1994
14. Lefebvre AH. A novel method of atomization with potential gas turbine application.
15. Wang, X. F., Chin, J. S., Lefebvre, A. H., "Influence of gas injector geometry on atomization performance of aerated-liquid nozzles", *International Journal of Turbo & JetEngines*, 1989: 6, 271-279.
16. Mostafa, A., Fouad, M., Enayet, M., Osman, S., "Measurements of spray characteristics produced by effervescent atomizers". AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, July 11-14, 2004, Fort Lauderdale, Florida, Chin, J. S., Effervescent Atomization and Internal Mixing Air Assisted Atomization. *Int. J. of Turbo and Jet Engines*, 12, 119–127 (1995).
17. Jedelsky, J., Landsman, M., Jicha, M., and Kuritka, I., Effervescent Atomizer: Influence of the Operation Conditions and Internal Geometry on Spray Structure; Study Using PIV-PLIF, *Proc. ILASS*, 8p, (2008), Jedelsky, J., Jicha, M., Slama, J. and Otahal, J., *Energy and Fuel* 23:6121-6130 (2009), Jedelsky, J., Otahal, J., an[d Jicha, M., Effervescent Atomizer for Atomization of Suspensions Containing Large Particles, *Proc. ILASS*, 4p (2008).

18. Jedelsky, J., Landsman, M., Jicha, M., and Kuritka, I., Effervescent Atomizer: Influence of the Operation Conditions and Internal Geometry on Spray Structure; Study Using PIV-PLIF, Proc. ILASS, 8p, (2008).
19. Wang, M.R.; Lin, T.C.; Lai, T.S.; Tseng, I.R. Atomization performance of an atomizer with internal impingement. *Jsm Int. J. Ser. B Fluids Therm. Eng.* 2005, 48, 858–864.
20. Ochowiak, M. Experimental study on effect of aqueous suspension of silica additives on the atomization process in effervescent nozzles. *Chem. Process Eng.* 2010, 31, 35–42.
21. Harari, R.; Sher, E. Optimization of a plain-jet atomizer. *At. Sprays* 1996, 6, 97–113.
22. Mulhem, B.; Schulte, G.; Fritsching, U. Solid-liquid separation in suspension atomization. *Chem. Eng. Sci.* 2006, 61, 2582–2589.
23. Hammad, F.A.; Sun, K.; Che, Z.; Jedelsky, J.; Wang, T. Internal two-phase flow and spray characteristics of outside-in-liquid twin-fluid atomizers. *Appl. Therm. Eng.* 2021, 187, 116555.
24. Ramamurthi, K.; Sarkar, U.K.; Raghunandan, B.N. Performance characteristics of effervescent atomizer in different flow regimes. *At. Sprays* 2009, 19, 41–56.
25. Ochowiak, M.; Broniarz-Press, L.; Woziwodzki, S. The analysis of silica suspensions atomization. *Int. J. Heat Fluid Flow* 2011, 32, 1208–1215.
26. Broniarz-Press, L.; Ochowiak, M.; Woziwodzki, S. Atomization of PEO aqueous solutions in effervescent atomizers. *Int. J. Heat Fluid Flow* 2010, 31, 651–658.
27. Ochowiak, M.; Broniarz-Press, L.; Róź'an' ska, S.; Róź'an' ski, J. The effect of extensional viscosity on the effervescent atomization of polyacrylamide solutions. *J. Ind. Eng. Chem.* 2012, 18, 2028–2035.
28. Wallis, G.B.: *Critical Two-Phase Flow, Multiphase Flow*, Vol. 6, pp. 97-112, 1980.

29. Fauske, H.K.: Contribution to the Theory of Two-Phase, One-Component Critical flow, ANL-6633, Argonne National Laboratory, 1962.
30. G.B. Wallis, One Dimensional Two-phase Flow, second ed., McGraw-Hill, New York, NY, 1969
31. R.W. Lockhart, R.C. Martinelli, Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes, Chem. Eng. Prog. 45 (1949), pp. 39–48.
32. F.J. Moody, Maximum flow rate of a single component, two-phase mixture, J.Heat Transfer – Trans. ASME 87 (1965), pp. 134–141.
33. R.T. Lahey, F.J. Moody, The Thermal Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor, American Nuclear Society, Hindsdale, IL, 1977.
34. G.B. Wallis, One Dimensional Two-phase Flow, second ed., McGraw-Hill, New York, NY, 1969.
35. Two-Component Two-Phase Critical Flow Vladimir D. Stevanovic Milan M. Petrovic.
36. Chisholm, D.: Two-phase Flow in Pipelines and Heat Exchangers, George Godwin, London, 1983.
37. S.M. Zivi, Estimation of steady-state steam void-fraction by means of the principle of minimum entropy production, J. Heat Transfer – Trans. ASME 86 (1964), pp. 247–252.
38. Франсон, М. Оптика спеклов : монография / М. Франсон ; пер. с франц ; под ред. проф. Ю. И. Островского – Москва : Мир, 1980. – 172 с.
39. Cameron, S.M. Theoretical description of PIV measurement errors. Acta Geophys. 70, 2379–2387 (2022).
40. Guezennec, Y.G., Kiritsis, N. Statistical investigation of errors in particle image velocimetry. Experiments in Fluids 10, pp. 138–146 (1990).
41. T. Isozaki, I. Hashiguchi, K. Kato, S. Miyazono, Estimation of Leak Rates by EPRI Code, JAERI-M pp. 87-121, Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

42. N. Tyujyo, K. Shibata, T. Isozaki, K. Onizawa, Estimation of Leak Rates through a Through-Wall Cracked Pipes using Moody's Critical Flow Model, JAERI-M 88-039, Japan Atomic Energy Research Institute, 1988.
43. H. Shinokawa, K. Shibata, T. Isozaki, Development of Leak Analysis Programs from Through-Wall-Crack, JAERI-M 90-050, Japan Atomic Energy Research Institute, 1990.
44. D.S. Kupperman, S.H. Sheen, W.J. Shack, D.R. Diercks, P. Krishnaswamy, D. Rudland, G.M. Wilkowski, Barrier Integrity Research Program Final Report, NUREG/CR-6861, 2004, U.S. Nuclear Regulatory Commission.
45. E. Elias, G.S. Lellouche, Two-Phase Critical Flow, International Journal of Multiphase Flow, 20, 1994, pp. 91-168.
46. Nuclear Safety Analysis Division, RELAP5/MOD3.3 Code Manual, Information Systems Laboratories, Inc. , 2003.
47. L. Sokolowski, T. Kozlowski, Assessment of Two-Phase Critical Flow Models Performance in RELAP5 and TRACE against Marviken Critica.
48. F.J. Moody, Maximum two-phase vessel blowdown from pipes, Report APED 4827, General Electric Co., San Jose, CA, 1965.
49. R.E. Henry, A study of one- and two-component, two-phase critical flows at low qualities, Report ANL-7430, Argonne National Lab., Argonne, IL, 1968.
50. R.J. Simoneau, R.C. Hendricks, Two-phase choked flow of cryogenic fluids in converging-diverging nozzles, Report TP-1484, NASA Lewis Research Center, OH, 1979.
51. C.J. Baroczy, Correlation of liquid fraction in two-phase flow with applications to liquid metals, Chem. Eng. Prog. 61 (1965) 179–191.
52. R.W. Lockhart, R.C. Martinelli, Proposed correlation of data for isothermal two phase, two-component flow in pipes, Chem. Eng. Prog. 45 (1949) 39–48.
53. F.J. Moody, Maximum flow rate of a single component, two-phase mixture, J. Heat Transfer – Trans. ASME 87 (1965) 134–141.

54. S.M. Zivi, Estimation of steady-state steam void-fraction by means of the principle of minimum entropy production, J. Heat Transfer – Trans. ASME 86 (1964), pp. 247–252.

55. С. О. Гладков. О скорости звука в многофазных системах // Акустический журнал. – Москва : Наука, 2024. – Т. 70, №1. – С. 29–35.

56. Лепешинский, И. А. Условия кризиса и критические режимы двухфазных неравновесных потоков / И. А. Лепешинский // Газотермодинамика многофазных потоков в энергоустановках. – Харьков : - 1976. - № 3. С. 21—30.

57. Режимы дробления капель и критерии их существования / А. А. Борисов, Б. Е. Гельфанд, М. С. Натанзон, Д. М. Косов // Инженерно-физический журнал. - 1981. - Т. 40, № 1. - С. 64–70.

58. Левин, Л. М. Исследования по физике грубодисперсных аэрозолей / Акад. наук СССР. Ин-т прикладной геофизики. - Москва : Изд-во Акад. наук СССР, 1961. - 267 с.

59. Двухфазные моно- и полидисперсные течения газа с частицами : монография / Л. Е. Стернин, Б. Н. Маслов, А. А. Шрайбер, А. М. Подвысоцкий. – Москва : Машиностроение, 1980. - 175 с

60. Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания воздушно реактивных двигателей : монография / Б. В. Раушенбах [и др.]. – Москва : Машиностроение, 1964. - 522с.