

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки
Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе
Сибирского отделения Российской академии наук

На правах рукописи

Суслов Даниил Андреевич

**УПРАВЛЕНИЕ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПРЕЦЕССИРУЮЩИХ ВИХРЕЙ
В ПРОТОЧНОЙ ЧАСТИ МОДЕЛИ ГИДРОТУРБИНЫ**

1.1.9 – Механика жидкости, газа и плазмы

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата физико-математических наук

Научный руководитель:
доктор физико-математических наук
Шторк Сергей Иванович

Новосибирск — 2026

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение.....	4
Глава 1. Современное состояние исследований	12
1.1 Гидроэнергетика и гидротурбины.....	12
1.2 Закрученный поток и его параметры	17
1.3 Нестационарные вихревые явления и гидротурбины	19
1.4 Экспериментальное моделирование гидротурбин	23
1.5 Пассивные методы управления характеристиками ПВЯ.....	25
1.6 Активные методы управления характеристиками ПВЯ	28
1.7 Особенности существующих решений по управлению ПВЯ	35
1.8 Оптимальное управление ПВЯ.....	37
1.9 Методы исследования закрученного течения.....	41
1.10 Заключение по главе.....	43
Глава 2. Экспериментальный стенд и методики.....	45
2.1 Аэродинамический стенд экспериментального моделирования	45
2.2 Система управления ПВЯ	50
2.3 Лазерно-доплеровская анемометрия (ЛДА).....	52
2.4 Характеристики трассеров для ЛДА и PIV-методов.....	58
2.5 Пульсации давления	61
2.6 Пульсации скорости.....	64
2.7 Анемометрия по изображениям частиц (PIV)	66
2.8 Спектральный метод главных компонент	69
2.9 Критерии идентификации вихрей	76
2.10 Достоверность результатов и оценка погрешностей экспериментов..	78
2.11 Заключение по главе.....	80

Глава 3. Управление характеристиками прецессирующего вихревого ядра и среднего поля течения	82
3.1 Базовый режим течения: характеристики ПВЯ и потока при отсутствии управления	82
3.2 Влияние управления на интегральные инженерные характеристики: пульсации давления на стенке отсасывающей трубы	91
3.3 Влияние управления на осредненную структуру течения и глобальные параметры потока	97
3.4 Влияние управления на основные энергонесущие моды и их гармоническую корреляцию	102
3.5 Эволюция пространственных характеристик ПВЯ и их обобщение ..	108
3.6 Эволюция временных характеристик ПВЯ и их обобщение	115
3.7 Физические механизмы стабилизации потока при различных типах инъекции	117
3.8 Сопоставление турбулентной кинетической энергии в потоке с пульсациями давления на стенке отсасывающей трубы	127
3.9 Рекомендации по выбору оптимальных параметров управления и конфигурации устройства для его реализации	129
3.10 Заключение по главе	133
Заключение	136
Благодарности	138
Источники финансирования	138
Список обозначений и сокращений	139
Список использованной литературы	143
ПРИЛОЖЕНИЕ «А»	167

Введение

Актуальность темы исследования

Рост мирового энергопотребления, обусловленный технологическим развитием и увеличением численности населения, происходит на фоне истощения запасов невозобновляемых энергоресурсов. В этой связи возобновляемые источники энергии, согласно прогнозам [1], становятся основой будущей энергогенерации. Ключевой задачей при интеграции нестабильных погодозависимых источников, таких как солнечная и ветровая энергетика, является обеспечение баланса и стабильности энергосистемы, что требует наличия гибко управляемых генерирующих мощностей.

Гидроэлектростанции (ГЭС) являются наиболее подходящим возобновляемым источником энергии, который обеспечивает возможность гибкого управления выработкой электроэнергии. Однако, частое регулирование режимов работы гидротурбины, исходя из объема необходимой энергии, приводит к работе в неоптимальных или нерасчетных режимах. В таких режимах поток, сходящий с кромок рабочего колеса турбины Френсиса, имеет большую остаточную закрутку (значительную тангенциальную составляющую вектора скорости) и чрезвычайно восприимчив к гидродинамическим возмущениям [2]. В совокупности с расширяющейся частью отсасывающей трубы гидротурбины это приводит к формированию в потоке мощного прецессирующего вихревого ядра (ПВЯ) спиральной формы, генерирующего значительные периодические пульсации давления в проточном тракте [3,4]. ПВЯ – это когерентная вихревая структура в закрученном потоке, которая сходит с тела обтекания рабочего колеса и движется, вращаясь, в осевом направлении вдоль расширяющейся отсасывающей трубы гидротурбины [5]. Возникающие пульсации давления являются чрезвычайно опасными из-за возможности резонанса с собственными частотами колебаний различной природы, а также являются источником нежелательных колебаний мощности самой турбины [6–8]. ПВЯ значительно сужает допустимый рабочий

диапазон и влияет на надежность гидроагрегатов. Сам вихревой жгут может быть подвержен развитию неустойчивых возмущений различных мод и частот. Явление ПВЯ возникает не только в условиях постоянной частичной нагрузки гидротурбины, но и в переходных режимах, таких как регулирование и старт-стоп турбины [4,9]. Резкое увеличение амплитуды пульсаций давления снижает КПД гидротурбины и может привести к повреждению гидроагрегата из-за усталости металла конструкций. ПВЯ, как гидродинамическая неустойчивость, может угрожать безопасности работы всей конструкции гидроэлектростанции [10]. Ярким примером является авария на Саяно-Шушенской ГЭС в 2009 году [11].

Проблема управления закрученными течениями и крупномасштабными вихревыми структурами в них носит междисциплинарный характер и актуальна для широкого класса технических устройств: вихревых расходомеров, сепараторов, камер сгорания, элементов ракетных двигателей и других [12–18]. Таким образом, актуальность настоящего исследования обусловлена необходимостью повышения безопасности, надежности и эффективности работы гидроагрегатов, расширения диапазона допустимых режимов работы. Все перечисленное требует разработки методов подавления мощных пульсаций давления, что влечет за собой развитие методов управления характеристиками ПВЯ. Это, в свою очередь, требует понимания структуры закрученного течения за рабочим колесом гидротурбины.

Степень разработанности темы исследования

Методы управления ПВЯ подразделяются на пассивные и активные [19–25]. Пассивные методы характеризуются эффективностью лишь в ограниченном интервале рабочих режимов гидротурбины и могут приводить к снижению КПД [23]. Активные методы управления, напротив, обладают принципиальной возможностью адаптации к конкретному режиму работы и к текущим характеристикам ПВЯ [23]. Наибольшее распространение получило эмпирическое, методом проб и ошибок, управление ПВЯ путем инъекции струи воды через центральную часть тела обтекания рабочего колеса [23]. Несмотря на влияние параметров струй, их пространственной ориентации на эффективность управления ПВЯ, в литературе отсутствуют систематические данные о влиянии данных

параметров на характеристики ПВЯ в гидротурбинах [23]. Кроме того, недостаточно изученным остается вопрос о воздействии управления на глобальные параметры закрученного потока, и внимание уделяется лишь результирующим пульсациям давления из-за ПВЯ [23].

Таким образом, для оптимального управления важно понимать влияние системы управления на поток и на параметры крупных вихрей в нём. Наиболее перспективным подходом является экспериментальное моделирование вихревых структур с опорой на теоретические подходы механики жидкости и газа, с чем непосредственно и связано диссертационное исследование. Проведение натуральных экспериментов на действующих гидроагрегатах сопряжено с существенными трудностями, в связи с чем особую значимость приобретает физическое моделирование на лабораторных стендах. Экспериментальные данные являются необходимым условием для валидации результатов вычислительной гидродинамики (CFD) и верификации теоретических и полуэмпирических моделей, таких как модель винтового вихря [5,18].

Целью работы является установление физических закономерностей воздействия активного управления на прецессирующее вихревое ядро в закрученном потоке за рабочим колесом модельной гидротурбины Френсиса и разработка на их основе эффективного метода подавления пульсаций давления.

Достижение цели позволит расширить диапазон устойчивой и безопасной работы гидротурбины за счёт подавления эффекта ПВЯ оптимальным методом.

Задачи, поставленные в соответствии с целью работы:

– Модернизировать экспериментальный стенд. Установить и настроить систему инъекции дополнительного управляющего расхода. Спроектировать актуаторы (инжекторы) для управления потоком. Адаптировать оборудование для диагностики потока под условия экспериментов.

– Провести комплекс экспериментальных исследований по воздействию инжектируемых струй на параметры ПВЯ в режимах работы турбины с

повышенными пульсациями давления. Сформировать базу данных пространственно-временных характеристик течения.

– Установить основные безразмерные параметры, определяющие эффективность управления. Построить качественные обобщающие зависимости для описания эволюции характеристик вихревых структур под воздействием управления.

– Количественно оценить изменение осреднённых и пульсационных характеристик течения под воздействием системы управления и выявить физические механизмы стабилизации потока.

– Предложить научно-обоснованный подход по выбору оптимальных параметров управления и конфигурации устройства для его реализации в задачах эффективного подавления ПВЯ и снижения динамических нагрузок на конструкции гидротурбин.

Научная новизна:

– С опорой на результаты линейного анализа устойчивости, совместно с проведенными экспериментами, впервые предложен и обоснован с физической точки зрения оптимальный способ подачи и коэффициент потока импульса струй для наиболее эффективного подавления ПВЯ в гидротурбине. Данное исследование отличается от традиционного подхода [19–25], когда управление ПВЯ осуществляется с помощью метода проб и ошибок или физической интуиции.

– Проведено сравнение различных способов подачи струй с целью управления вихревыми структурами. Впервые комплексно показано влияние инъекции струй на пространственные и временные характеристики ПВЯ.

– Механизмы управления вихревыми структурами впервые описаны на основе одновременного анализа пульсаций давления и распределения скоростей за рабочим колесом.

– Показано, что безразмерный коэффициент потока импульса является ключевой характеристикой, определяющей эффективность воздействия управления на ПВЯ.

Теоретическая и практическая значимость работы:

– Установлены фундаментальные закономерности взаимодействия управляющих струй с закрученным потоком и разработан эффективный метод для повышения эксплуатационной надежности и безопасности гидротурбин. Результаты исследования лягут в основу инженерно-технического решения по управлению ПВЯ за рабочим колесом гидротурбины, что подтверждается патентом на изобретение № 2831741 «Способ подавления пульсаций давления в гидротурбине», патентообладатель – ИТ СО РАН.

– Результаты приводят к дальнейшему развитию научных основ управления нестационарными течениями в иных энергетических приложениях, например, для снижения вредных выбросов в горелочных устройствах, использующих закрутку потока для стабилизации горения.

– Накопленные обширные экспериментальные данные с одновременной фиксацией пульсаций давления и распределений скоростей за рабочим колесом модельной гидротурбины в различных режимах работы могут быть использованы для верификации численных расчетов течения за рабочим колесом.

– Экспериментальные данные о распределении скоростей могут быть использованы для верификации аналитической модели винтового вихря с ядром конечного размера [5,18] и необходимы для её дальнейшего развития.

– Тематика работы полностью соответствует Стратегии научно-технологического развития Российской Федерации (Указ Президента Российской Федерации от 28.02.2024 г. № 145), пункт 21 б: «переход к экологически чистой и ресурсосберегающей энергетике, повышение эффективности добычи и глубокой переработки углеводородного сырья, формирование новых источников энергии, способов ее передачи и хранения». Помимо этого, тематика диссертационного исследования полностью относится к приоритетному направлению НТР «высокоэффективная и ресурсосберегающая энергетика» (Указ Президента Российской Федерации от 18.06.2024 г. № 529).

Методология и методы диссертационного исследования

В исследовании были применены признанные в мировой практике экспериментальные методы исследования, включая измерение скорости в потоке с помощью методов анемометрии по изображениям частиц (PIV) и лазерной доплеровской анемометрии (ЛДА). Для измерения пульсаций давления также были применены акустические датчики (микрофоны) со всенаправленной, сферически-симметричной диаграммой направленности. Для анализа больших объемов экспериментальных данных использовались методы статистического анализа стохастических динамических систем, такие как метод главных компонент в спектральной модификации (англ.: Spectral Proper Orthogonal Decomposition, SPOD), а также критерии идентификации вихрей в турбулентном течении. Все начальные условия и параметры эксперимента были заданы и контролировались с использованием сертифицированного и поверенного измерительного оборудования.

Положения, выносимые на защиту:

– Результаты экспериментального исследования изменения характеристик ПВЯ, формирующегося в режиме с наибольшими пульсациями давления за рабочим колесом воздушной модели гидротурбины Френсиса, при различных методиках инъекции дополнительного постоянного расхода через центр рабочего колеса.

– Результаты экспериментального исследования влияния инъекции струй постоянного расхода через центр рабочего колеса на осреднённые и пульсационные характеристики течения вблизи рабочего колеса воздушной модели гидротурбины.

– Физические механизмы стабилизации потока при инъекции струй постоянного расхода через центр рабочего колеса.

– Оптимальная, с точки зрения величины объемного инжектируемого расхода, методика инъекции дополнительного расхода для наиболее эффективного подавления ПВЯ в потоке за рабочим колесом модели гидротурбины Френсиса.

Степень достоверности результатов

Достоверность полученных результатов обеспечивалась использованием современных хорошо зарекомендованных измерительных методик (лазерная доплеровская анемометрия, анемометрия по изображениям частиц), предварительной настройкой и калибровкой оборудования, проведением тестовых измерений, а также воспроизводимостью результатов с учетом рассчитанных погрешностей и сопоставлением с результатами других исследователей.

Личный вклад автора заключается в модернизации аэродинамического стенда, системы управления потоком, адаптации измерительного оборудования к условиям экспериментов, написании компьютерных программ, проведении экспериментальных исследований закрученного потока, обработке и анализе экспериментальных данных, а также в подготовке публикаций в рецензируемых журналах, патентов, научных докладов. Постановка задач и основные методы исследования были сформулированы соискателем совместно с научным руководителем, д.ф.-м.н. С. И. Шторком. Основные научные результаты и выводы, выносимые на защиту, получены соискателем самостоятельно. Все разработки и результаты исследований, изложенные в основном тексте диссертации без ссылок на другие источники, получены лично автором. В совместных публикациях вклад автора равнозначный.

Апробация результатов

Результаты диссертационной работы докладывались и обсуждались на ведущих российских и международных конференциях: Международная научная студенческая конференция (Новосибирск, 2019, 2020, 2021, 2022), «Теплофизика и физическая гидродинамика» (Ялта, 2019; Сочи, 2022), «Актуальные вопросы теплофизики и физической гидрогазодинамики» (Новосибирск, 2020), «Оптические методы исследования потоков» (Москва, 2019, 2021), «Тепломассообмен и гидродинамика в закрученных потоках» (Рыбинск, 2019), «Наука будущего – наука молодых» (Новосибирск, 2022), Сибирский теплофизический семинар (Новосибирск, 2022, 2023, 2024, 2025), «Современные проблемы теплофизики и энергетики» (Москва, 2024), «Семинар по струйным,

отрывным и нестационарным течениям жидкости, газа и плазмы» (Санкт-Петербург, 2025).

Публикации

По теме диссертации опубликовано 19 работ, включая 19 статей в печатных изданиях, входящих в перечень ведущих рецензируемых научных журналов, рекомендованных ВАК. Из данных 19 публикаций: 4 статьи опубликованы в журналах 1 уровня «Белого списка» РЦНИ и 6 статей в журналах 2 уровня «Белого списка» РЦНИ. Получен 1 патент на изобретение, 1 патент на полезную модель, 1 свидетельство о государственной регистрации программ для ЭВМ.

Объём и структура диссертации

Диссертация состоит из введения, трёх глав, заключения, благодарностей, источников финансирования, списка обозначений и сокращений, списка использованной литературы из 220 наименований работ и одного приложения. Работа изложена на 167 страницах машинописного текста, включая 47 рисунков, 2 таблицы.

Глава 1. Современное состояние исследований

1.1 Гидроэнергетика и гидротурбины

Гидроэнергетика является крупнейшим и наиболее технологически зрелым направлением возобновляемой энергетики, обеспечивая около 15% мировой выработки электроэнергии и более половины генерации от всех возобновляемых источников энергии [26]. Возможности гидроэнергетики в значительной части обусловлены рассматриваемой территорией, причем в настоящее время используют примерно только 25% от всего теоретического потенциала гидроэнергетики [26]. Роль ГЭС качественно меняется в условиях декарбонизации. Из базового источника энергии ГЭС трансформируется в ключевой элемент обеспечения гибкости и стабильности энергосистем с высокой долей нерегулируемой ветровой и солнечной генерации [27,28]. Это предъявляет повышенные требования к маневренности гидроагрегатов, вынуждая их часто работать в режимах частичной нагрузки, что провоцирует развитие опасных нестационарных гидродинамических явлений. В России потенциал гидроэнергетики, включая малую, используется неполно [29], а его наращивание согласуется со стратегическими документами по низкоуглеродному развитию [28]. Гидроэнергетика необходима для нашей страны также и по причине истощаемости запасов нефти и природного газа, необходимости больших объемов энергии для растущего производства металлов и общего энергопотребления. Таким образом, повышение надежности, расширение режимного диапазона и эффективности гидротурбин является не только технической, но и стратегической задачей.

ГЭС преобразует энергию водного потока в электроэнергию. Её мощность определяется расходом воды, напором и КПД турбогенераторного агрегата. На примере турбины Френсиса (Рисунок 1) процесс выглядит следующим образом. Вода из верхнего бьефа через водоприёмник и напорный водовод поступает к турбине, обладая кинетической энергией, определяемой напором. Поток попадает в спиральную камеру, равномерно распределяется по статорным колоннам, затем

следует по направляющим лопаткам, которые закручивают поток на выходе из камеры. Далее поток воздействует на лопатки рабочего колеса, соединённого с ротором генератора, преобразуя основную часть энергии в механическое вращение. Отработавший поток через конический диффузор отсасывающей трубы сбрасывается в нижний бьеф.

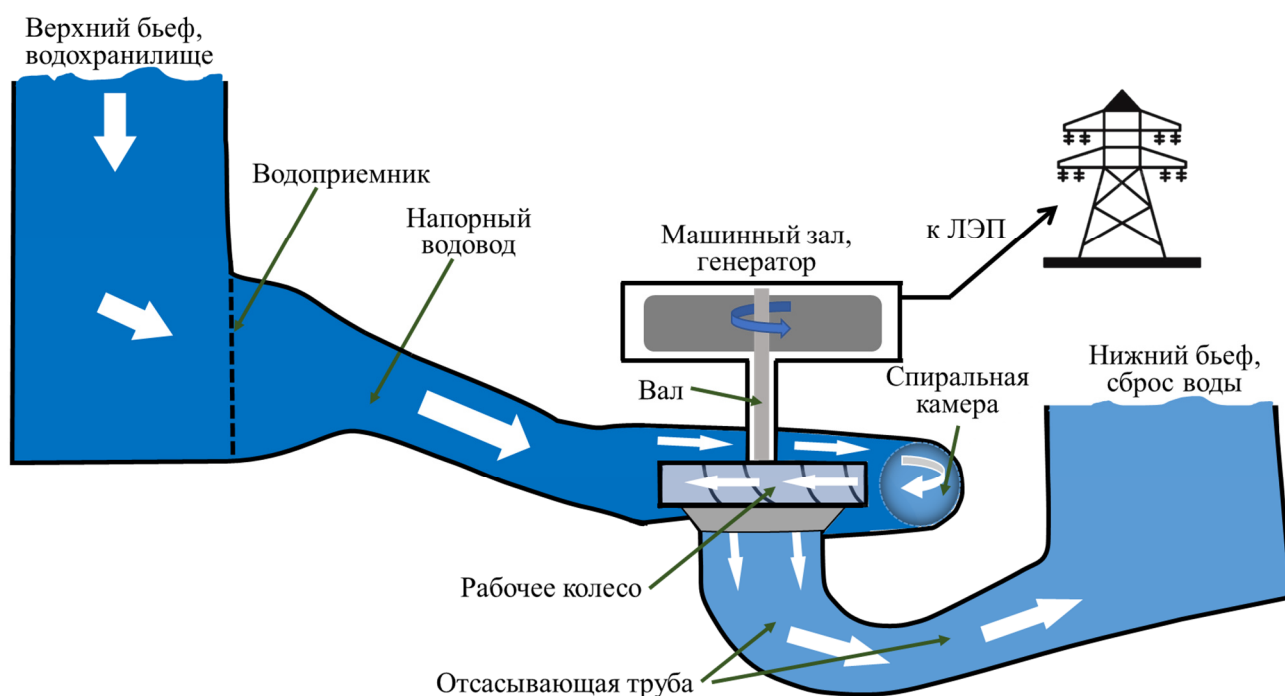


Рисунок 1 – Упрощенная схема гидроэлектростанции с турбиной Френсиса

Гидротурбины подразделяются на активные и реактивные. В активных энергия потока преобразуется в кинетическую в неподвижных соплах, а в реактивных – используется сила реакции потока при его расширении в каналах вращающегося ротора. Как правило, применяются три основных типа турбин [30].

Поворотно-лопастная (Каплана) – реактивная турбина с регулируемыми лопатками рабочего колеса и направляющего аппарата, обеспечивающая высокую эффективность при низких напорах и больших расходах. Устанавливается как с вертикальной, так и с горизонтальной осью. Крупнейшие в России образцы (диаметр рабочего колеса до 10 м) работают на Саратовской ГЭС, а наиболее мощные (до 125 МВт) — на Волжской и Жигулёвской ГЭС [31,32].

Ковшовая (Пелтона) – активная турбина, в которой высокоскоростные струи из сопел воздействуют на ковшеобразные лопатки. Применяется при высоких напорах и малых расходах, преимущественно в горной местности. Мощность агрегатов достигает 200–250 МВт. Недостатком турбины является относительная малая манёвренность, невозможность использования как насоса. В России данный тип турбин мало распространен, поскольку, в основном, используется потенциал низко- и средненапорных источников [31,32].

Поток за рабочим колесом модели реактивной радиально-осевой турбины Френсиса (Рисунок 2А) изучается в диссертационном исследовании. Спиральная камера формирует радиально закрученный поток, далее поток следует в направляющий аппарат, с помощью которого поток выбрасывается на рабочее колесо и совершает полезную работу. Затем поток переходит в диффузорную часть отсасывающей трубы. Мощность и расход через турбину регулируется степенью открытия направляющего аппарата. В России турбины Френсиса установлены, например, на Саяно-Шушенской ГЭС (крупнейшей по мощности ГЭС в России), а также на Красноярской ГЭС, Братской ГЭС и на других станциях.

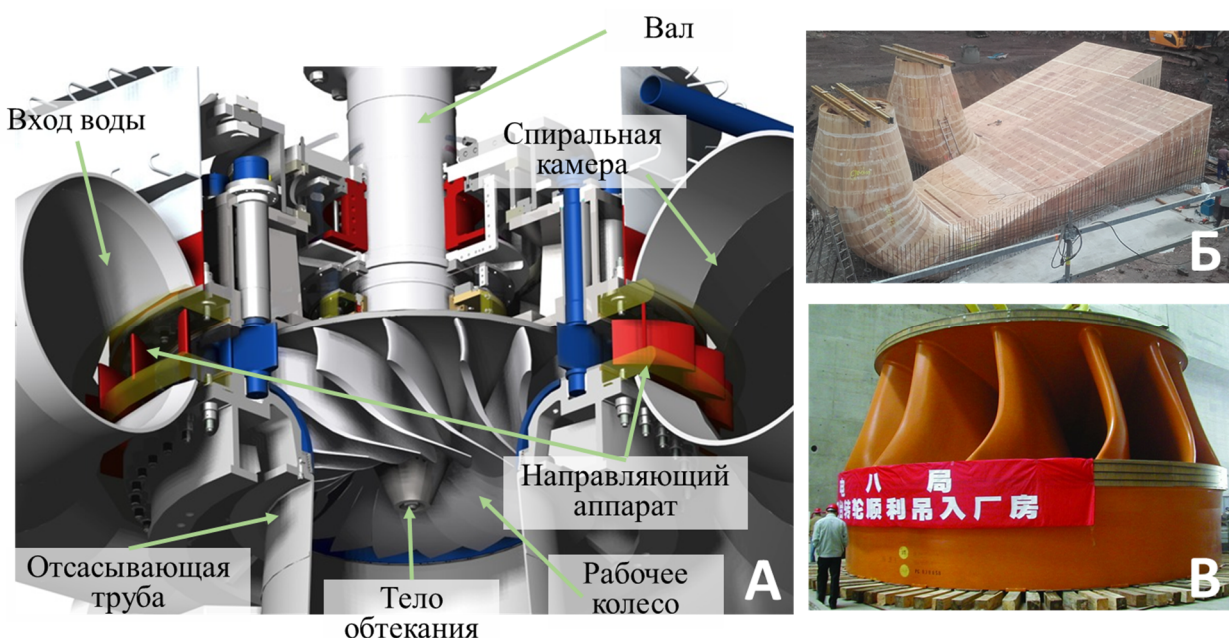


Рисунок 2 – (А) Схема турбины Френсиса (адаптировано на основе [33]); (Б) – фотография отсасывающей трубы, стройка ГЭС [34]; (В) – фотография рабочего колеса крупнейшей по мощности в мире ГЭС «Три ущелья», Китай [35].

Номинальная мощность гидротурбины 700 МВт, напор 80 м

Отсасывающая труба (Рисунок 2Б) – ключевой элемент конструкции, позволяющий использовать энергию потока после его взаимодействия с рабочим колесом (Рисунок 2В). Её основное назначение – минимизировать потери потенциальной энергии, возникающие при расположении турбины выше уровня нижнего бьефа, и рекуперировать остаточную кинетическую энергию потока. Принцип работы основан на преобразовании энергии в диффузорном канале. Первоначально цилиндрические трубы лишь позволяли использовать высоту отсасывания. С распространением низконапорных режимов, когда за рабочим колесом остаётся свыше 50% кинетической энергии, стало целесообразно трансформировать её в дополнительное разрежение. Для этого трубе придали форму диффузора. Увеличение площади сечения вдоль длины трубы обеспечивает рост разности кинетических энергий на входе и выходе, создавая разрежение под колесом и повышая общий КПД турбины [36]. Однако расширяющийся канал в сочетании с остаточной закруткой потока при работе в широком диапазоне режимов частичной нагрузки создает предпосылки для формирования гидродинамической неустойчивости.

Существенный вклад в исследования течения в отсасывающих трубах, а также оптимизации их геометрической формы был привнесён советскими учеными, работавшими на базе ЛМЗ (Ленинградского металлического завода), МВТУ им. Баумана (кафедра гидравлики и гидромашин), Лаборатории гидромашин ВНИИгидромаш. Отметим ключевые работы по данной тематике, выполненные Губиным М. Ф. [36], Кривченко Г. И. [32], Щавелевым Д. С. [37].

В литературе [32] указаны области использования различных типов гидротурбин. Данная информация была проанализирована, обобщена и показана на Рисунке 3. Наибольшее распространение, примерно 60% от всех турбин [26], получили турбины Френсиса, использующиеся при среднем и высоком напорах [32,36], а также со значительными флуктуациями напора. Это обуславливает важность решения проблем, связанных с их эксплуатацией. Проблема крупномасштабных вихрей, вызывающих мощные пульсации давления, характерна для турбины Френсиса. Турбины Каплана больше подвержены кавитационной

эрозии, они менее склонны к мощным низкочастотным пульсациям давления. Конструкция турбины Пелтона практически исключает возможность возникновения ПВЯ.

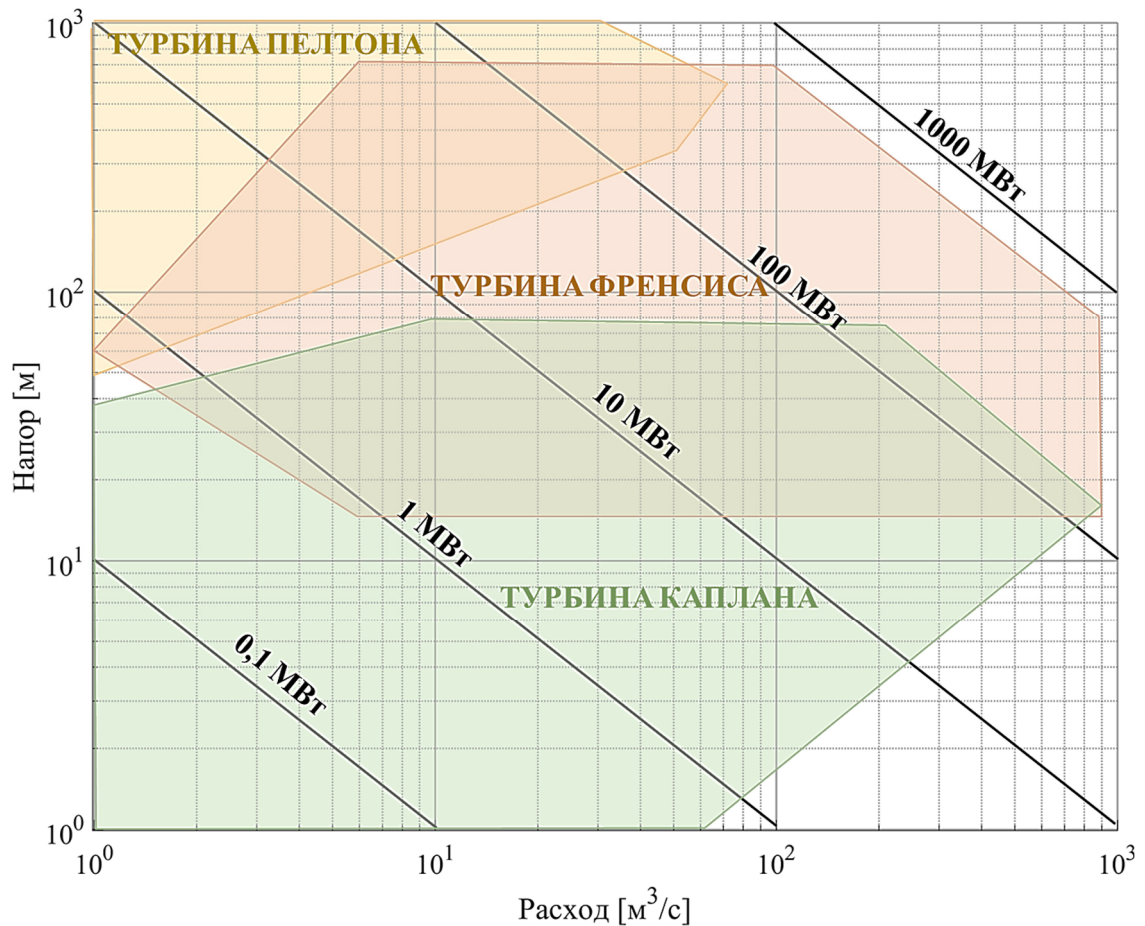


Рисунок 3 – Диаграмма применения турбин по их типам в зависимости от мощности гидротурбины и расход-напорной характеристики

В литературе тема гидроэнергетики, проектирования и эксплуатации ГЭС представлена весьма обширно. Отметим работы: Смирнов И. Н. [38], Топаж Г. И. [39], Щапов Н. М. [30], Dixon и Hall [31], Hussain и др. [40], Lysne и др. [41]. Проведенный анализ позволяет сделать вывод о том, что развитие методов управления ПВЯ в турбинах Френсиса направлено на решение важной проблемы, сдерживающей реализацию маневренных возможностей гидроэнергетики в современной энергетической парадигме. Более глобально, разработка методик управления характеристик ПВЯ в диффузорах будет способствовать улучшению характеристик множества технических устройств, использующих в своей работе закрученные расширяющиеся потоки [23].

1.2 Закрученный поток и его параметры

Для анализа вихревых явлений необходимо определить теоретический аппарат для описания закрученных течений. Все результаты настоящего диссертационного исследования описываются в рамках несжимаемой, однородной по плотности среды. При рассмотрении вихревого движения нельзя пренебречь вязкостью, поэтому ее следует учесть. Числа Маха в проведенных экспериментах всегда были много меньше единицы, поэтому считать среду несжимаемой – обоснованно. Ключевым параметром вязкого течения является число Рейнольдса:

$$\text{Re} = \frac{UD}{\nu},$$

где, в случае закрученного течения в камере, U – это характерная скорость, как правило, среднерасходная скорость; D – это линейный масштаб, как правило, это входной диаметр камеры; ν – кинематическая вязкость.

Для количественного описания степени закрутки потока используется безразмерный параметр крутки S . Такой подход используется в классических трудах по закрученным течениям и концентрированным вихрям [5,42,43]. Наиболее общее и фундаментальное определение, следующее из интегральных балансов осевого импульса и момента импульса, даётся соотношением [42]:

$$S = \frac{G_\theta}{RG_z} = \frac{\int_0^{+\infty} \rho(V_{ax}V_{tang} + v'_{ax}v'_{tang}) r^2 dr}{R \int_0^{+\infty} (\rho V_{ax}^2 + \rho v_{ax}'^2 + (p - p_\infty)) r dr}, \quad (1)$$

где G_θ – поток момента импульса в осевом направлении и учитывает вклад z - θ компоненты турбулентного напряжения, G_z – поток импульса в осевом направлении и учитывает вклад турбулентного нормального напряжения и давления, V_{ax} и V_{tang} – осевая и тангенциальная составляющие скорости, $(...)'$ – пульсационная составляющая скорости, r – радиальная координата, R – характерный размер, например, радиус камеры, а $p-p_\infty$ – разность давлений между закрученным потоком и покоящейся средой. Формула (1) представляет собой отношение двух интегральных величин, поэтому два свободно закрученных потока с совершенно разными распределениями скоростей могут иметь один и то же

параметр крутки [44]. Поскольку точное измерение пульсационных характеристик и полей давления сопряжено с экспериментальными трудностями, на практике часто используется упрощённая форма, пренебрегающая их вкладом [45–48]:

$$S = \frac{\int_0^R \rho V_{ax} V_{tang} r^2 dr}{R \int_0^R \rho V_{ax}^2 r dr}. \quad (2)$$

Использование даже упрощённой интегральной формы (2) требует знания распределения двух компонент скорости, что не всегда доступно. В литературе описано большое количество различных закручивающих потоки устройств, свойства потоков, полученных при помощи таких устройств, а также различные определения степени закрутки потоков, подходящих для конкретного типа завихрителя. В инженерной практике распространены локальные (например, отношение V_{tang}/V_{ax} в характерном сечении) или геометрические определения параметра крутки S_g , основанные на конструкции завихрителя [12,49]. Последние позволяют априорно оценить склонность потока к образованию вихревых структур [12,47,49,50].

В случае значительной закрутки потока, когда тангенциальная скорость заметно превышает осевую, пренебречь вкладом давления уже нельзя. В первом приближении вихревое движение, образованное ПВЯ, можно считать имеющим линейное твердотельное распределение тангенциальной скорости [42]. Тангенциальная скорость V_{tang} равна нулю в центре вихревой камеры, и достигает максимального значения $V_{tang-max}$ на стенках. Тогда перепад давлений $p-p_\infty$, присутствующий в формуле (1), можно оценить из закона Бернулли как $\frac{\rho}{2}(V_{tang}^2 - V_{tang-max}^2)$, но на практике такое приближение работает в случае средней закрутки потока [51], а при большой закрутке распределение давления можно получить проинтегрировав уравнение Эйлера: $dp = (\rho V_{tang}^2/r)dr$.

Отметим, что в ряде работ [5,52] показано, что число Рейнольдса и параметр крутки не могут однозначно охарактеризовать режим течения. Существенное влияние оказывают граничные условия на входе и выходе камеры, которые могут

приводить к качественно разным режимам (прецессирующий, колоннообразный, винтовой вихри) даже при фиксированных Re и S [5,52].

Применительно к исследованию ПВЯ ценность параметра крутки заключается в существовании критического порогового значения $S = 0,6$, превышение которого с высокой вероятностью свидетельствует о возникновении в потоке нестационарной когерентной структуры типа ПВЯ [49,53]. Это делает данный параметр одним из ключевых для диагностики и анализа изучаемого явления.

1.3 Нестационарные вихревые явления и гидротурбины

Граничные условия, характерные для проточных частей гидротурбины Френсиса, в совокупности с потерей осевой симметрии и сильной закруткой потока в режимах частичной нагрузки, приводят к формированию за рабочим колесом нестационарного течения. В нем выделяется хорошо выраженное прецессирующее вихревое ядро [12,54]. Под «ядром вихря» понимается пространственная область, в которой завихренность (ротор скорости) существенно превышает среднюю завихренность в окружающем эту область потоке. Таким образом, ПВЯ – это вращающийся концентрированный вихрь в закрученном неустойчивом потоке [5].

К исторически первым, неявным, упоминаниям о явлении ПВЯ можно отнести работу [7], опубликованную в 1940 году. Rheingans сообщает, что на ГЭС были обнаружены колебания мощности, однако, найти истинную причину возникающих пульсаций давления не удалось. Позже Chanaud связал звук, возникающий в вихревом свистке, с пульсациями давления, возникающими вследствие спирального распада вихря, тесно связанного с прецессией вихревого ядра [55]. Под «распадом вихря» понимается исчезновение осесимметричности вихря по причине прогрессирования в потоке гидродинамических неустойчивостей. Потеря осесимметричности вихря зачастую приводит к перестройке структуры течения, вносит вклад в процессы тепломассопереноса [5,56]. В зависимости от параметров течения в закрученном потоке формируются разные типы распадов [56]. Syred систематизировал описание распада вихря и образования ПВЯ [12].

Для возникновения ПВЯ нужно закрученное течение в расширяющемся канале с существенной тангенциальной скоростью, которая вызывает градиент давления в радиальном направлении. Однако, в осевом направлении тангенциальная скорость снижается, что приводит к отрицательному градиенту давления вдоль направления течения. В совокупности это означает наличие приосевой области замедленного течения. При последующем развитии такой области, генерация ПВЯ в закрученном потоке, как правило, связана с образованием зоны рециркуляции (зоны возвратного течения) [12,42], которая является как бы «препятствием», вокруг которого начинает прецессировать вихрь, причем расширение проточной части усиливает эффект. Данная зона характеризуется сменой знака аксиальной компоненты скорости потока. Концентрированный вихрь в закрученном расширяющемся потоке отклоняется от осевого положения, его ядро расширяется и ось вихря начинает совершать периодическое вращение вокруг геометрического центра камеры.

Частота ПВЯ – это частота прохождения «сгустка» завихренности возле фиксированной точки, например, акустического датчика или гидрофона. На первом этапе изучения ПВЯ были получены эмпирические формулы для частоты ПВЯ [7,57]. В турбинах Френсиса частота ПВЯ составляет 20–40% от частоты вращения рабочего колеса и близка к собственной частоте вертикальных вибраций корпуса турбинного подшипника, осевого усилия и пульсаций давления всюду, кроме пульсаций под крышкой турбины, где помимо частоты ПВЯ, определяющими являются более высокие лопаточные частоты [11].

Помимо эмпирических зависимостей имеются примеры построения физически осмысленных моделей вихревого течения, например, модель винтового вихря [58]. Согласно этой модели, основным механизмом прецессионного движения вихря является самоиндуцированное наведённое поле скорости, направленной по бинормали. Данная модель позволяет по измеренным скоростям с допущениями по винтовой симметрии и самоиндуцируемой скорости найти частоту прецессии вихря и оценить амплитуду пульсаций давления. Общепринятая теория нестационарных вихревых структур пока не разработана.

Трехмерная левосторонняя спиральная структура ПВЯ была четко продемонстрирована в ряде исследований [15,50,59,60] в реакционных и изотермических условиях. Частота прецессии не совпадает с локальной частотой вращения потока из-за эффекта самоиндуцированного движения, генерирующего обратный поток вдоль оси вихревой камеры [57,61,62]. Современные работы, детально описывающие ПВЯ в условиях частичной нагрузки гидротурбины, используют как численные [63,64], так и экспериментальные методы [3,59,65,66]. Визуализация ПВЯ в CFD-расчете и в эксперименте показана на Рисунке 4. В зависимости от режимов работы гидротурбины и уровня разрежения, возникают кавитирующие вихревые жгуты, как показано, например, в работах [3,66].

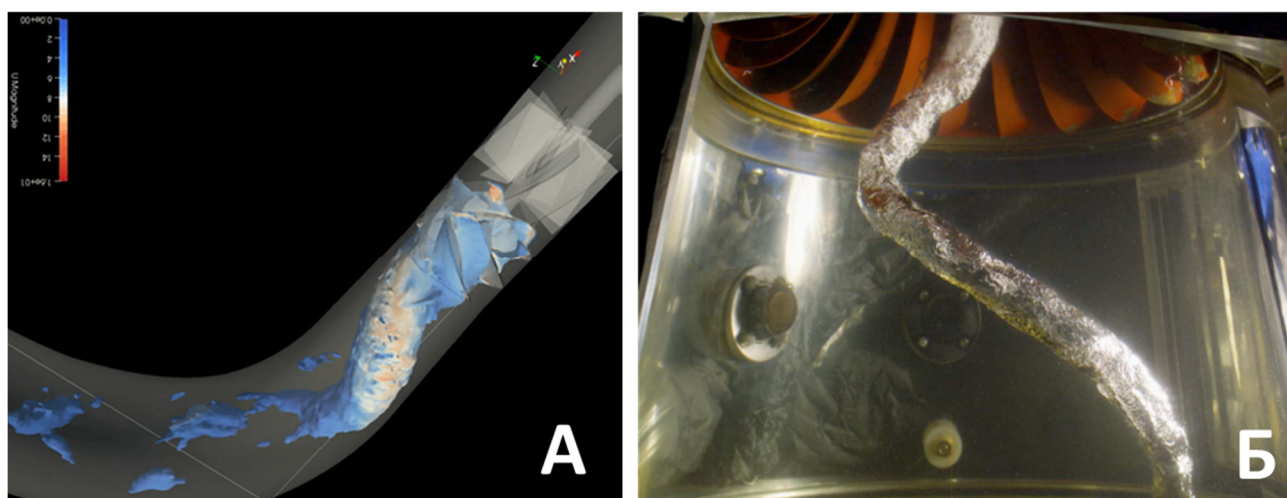


Рисунок 4 – (А): Численное моделирование течения методом крупных вихрей (LES) [64]. Визуализация ПВЯ в отсасывающей трубе модели турбины Френсиса выполнена изоповерхностью давления; (Б) – ПВЯ в эксперименте, режим частичной нагрузки модели турбины [66]

Пульсации давления разделяют на синхронные и асинхронные [67,68]. Синхронные пульсации имеют одинаковую амплитуду и фазу в поперечном сечении отсасывающей трубы. Асинхронные пульсации давления обусловлены прецессией и приводят к локальным изменениям давления. Следствием синхронных пульсаций являются сильные периодические изменения давления в осевом направлении вдоль водного столба [4,66,69], а возникают такие пульсации из-за взаимодействия ПВЯ с поворотной частью отсасывающей трубы [70].

Сравнение двух методов оценки влияния ПВЯ на пульсации давления в модели гидротурбины, представленной в диссертации, показало, что выделение асинхронной составляющей и анализ азимутальной моды $m = 1$ дают идентичные результаты [65]. Также установлено, что геометрия отсасывающей трубы (поворотная или прямая) не влияет на амплитуду этих пульсаций [65].

Принято выделять четыре режимные зоны работы гидроагрегата [32]. Информация о режимах работы взята из [10,71–73] и сведена на Рисунке 5. Вклейки с изображением вихрей взяты из [74,75]. ПВЯ формируется во второй зоне частичной нагрузки, вызывая асинхронные пульсации давления. Данная зона является самой обширной в расход-напорной характеристике гидротурбины. При регулировании турбины неизбежно возникает необходимость перехода через данную зону. Стоит отметить, что даже кратковременная работа гидротурбины в не рекомендованной зоне может накопительно повлиять на ее разрушение [11].

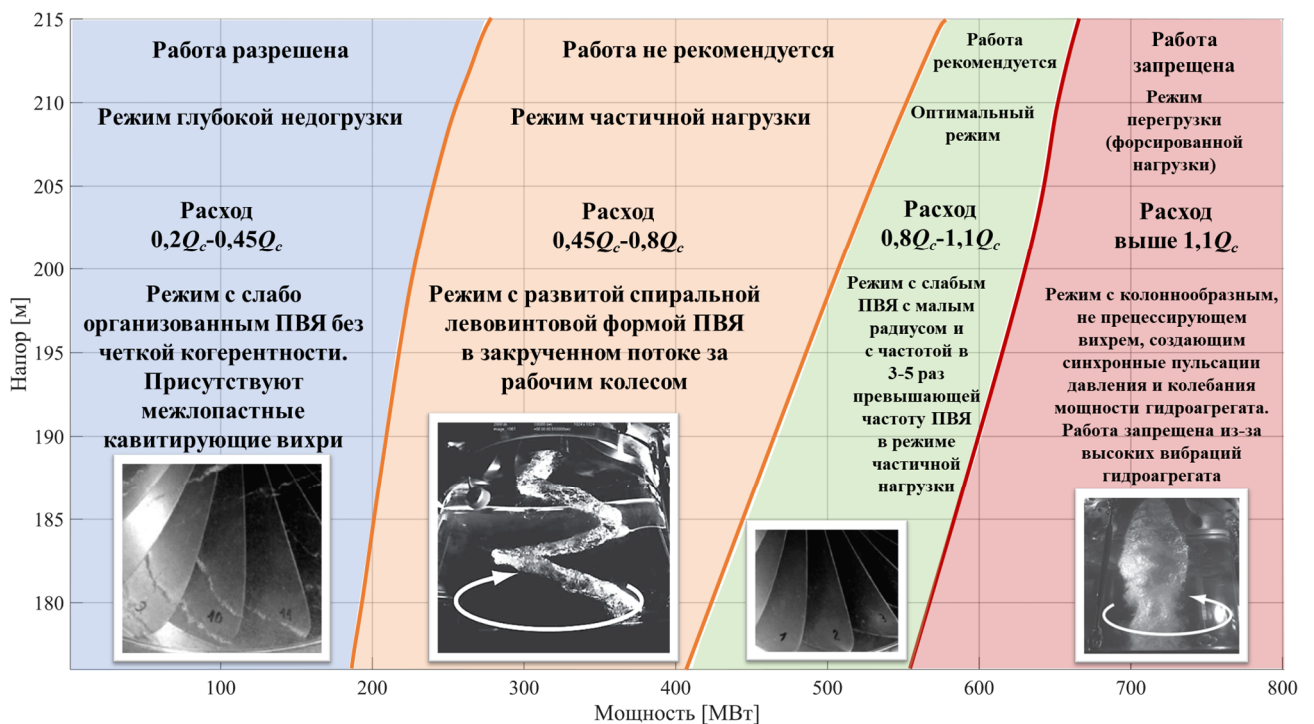


Рисунок 5 – Режимы работы гидротурбины Френсиса на Саяно-Шушенской ГЭС

Помимо модели винтового вихря, которая перестает работать в режимах с перегрузкой гидротурбины, когда ПВЯ может иметь неспиральную форму, разработан ряд других подходов к описанию вихревых структур [75]. Эмпирические модели ПВЯ пониженной размерности с помощью метода главных

компонент (POD) были предложены в работах [24,76,77], где было показано, что ПВЯ может быть описано первыми POD-модами. Перечисленные модели и подходы требуют дальнейшего развития с целью повышения эффективности и безопасности гидротурбины, а также, усиливают важность получения экспериментальных данных для верификации моделей.

1.4 Экспериментальное моделирование гидротурбин

Выполнение комплексных исследований потока на реальной гидротурбине сильно затруднено по причине больших размеров гидроагрегатов и сложностью определения параметров течения при таких масштабах геометрии. Выходом из ситуации является лабораторный эксперимент с использованием уменьшенной копии или упрощенной модели гидротурбины с характерными диаметрами рабочего колеса порядка 0,1 – 1 м. При моделировании опираются на теорию подобия по безразмерным критериям [78,79]. Измерения на моделях, как правило, регламентированы международным стандартом МЭК 60193. Подобные стенды имеются во многих организациях, занимающихся изучением гидротурбин, например, Федеральный технологический институт (Лозанна), Норвежский Технический Университет (Тронхейм), Университет Цинхуа (Пекин), Ленинградский Металлический Завод (Санкт-Петербург).

Существенным упрощением при экспериментальном моделировании является замена водной среды на воздушную [53,57,80]. Такая замена успешно применялась в 1930-1950 гг. на аэростендах ЛПИ и ЛМЗ [80], схожий опыт отражен в научных отчетах [81,82] Американского бюро гидроэнергетики. Показано, что результаты, полученные на аэро- и гидродинамических стендах согласуются по виду получаемого вихревого следа за рабочим колесом. При использовании воздуха нет необходимости надежной герметизации соединений, можно оперативно изменять стенд, изменять рабочий режим, а также проще организовать оптический доступ для бесконтактных методик измерения параметров потока.

Существует ряд сложностей в применении «воздушного» подхода к моделированию [53,57,80]. Так, с использованием воздуха можно моделировать

только докавитационные режимы течения, невозможен учет гидроакустических эффектов. В «воздушном» подходе невозможно рассмотреть влияние кавитации на вихревой жгут, однако этим эффектом можно пренебречь, так как вихревой жгут образуется и в докавитационных режимах течения [83]. Кавитация – явление, оказывающее на эффект ПВЯ вторичное влияние [83], и поэтому данный эффект не будет учитываться в разрабатываемых в диссертационном исследовании методах управления потоком.

Для всестороннего изучения вихревых структур нужна воспроизводимость широкого диапазона режимов работы гидротурбины. Данное условие означает, что от точных копий гидротурбин нужно перейти к приближенному моделированию. Суть такого моделирования заключается в воспроизведении только требуемого физического процесса, явления, без полного подобия по геометрической форме. Разработан [84–86] и апробирован [85] подход, позволяющий получать профили скоростей, подобные тем, что реализуются в различных режимах работы натурной гидротурбины. В данном подходе нет необходимости конструировать весь гидроагрегат, с спиральной камерой, направляющим аппаратом в той конфигурации, как он показан, например, на Рисунке 2А. Достаточно взять два завихрителя одного диаметра и расположить их соосно. Первый завихритель по потоку всегда покоится и играет роль направляющего аппарата. Он обеспечивает начальную закрутку потока перед вторым, вращающимся завихрителем, который играет роль рабочего колеса. Начальная закрутка потока перед рабочим колесом необходима с соответствии с основным уравнением Эйлера для гидротурбины [39]. Путем регулирования скорости вращения подвижного завихрителя [85] воспроизводятся режимы течения, соответствующие различным режимам работы реальных гидротурбин с точки зрения распределений скоростей за рабочим колесом и формирующегося вихревого следа. Предложенный подход уже успешно себя зарекомендовал в задачах с накоплением обширной экспериментальной базы данных распределений скоростей с целью последующего обучения нейронной сети, например, для прогнозирования возникновения ПВЯ и его характеристик [87]. Именно такую обширную по режимам базу можно собрать на модельной

установке, что труднореализуемо на натуральных гидротурбинах. Имеются и другие работы по анализу характеристик ПВЯ в модельных гидротурбинах [68,88].

При конструировании геометрически подобных моделей гидротурбины в приближении однофазного потока без кавитации хорошо зарекомендовали себя формулы (3) переноса результатов с натурной гидротурбины на модель [53,82,89,90]:

$$Q_M = Q \left(\frac{D_M}{D} \right)^2 \sqrt{\frac{H_M}{H}}, \quad n_M = n \frac{D}{D_M} \sqrt{\frac{H_M}{H}}, \quad (3)$$

$$f_M = f \frac{D}{D_M} \sqrt{\frac{H_M}{H}}, \quad \Delta P_M = \Delta P \frac{H_M}{H},$$

где величины с индексом «М» относятся к модели, величины без индекса относятся к натурной гидротурбине. H – напор, ΔP – амплитуда пульсаций давления, n – частота вращения рабочего колеса, D – диаметр рабочего колеса.

Отметим, что прямой перенос результатов с модельных установок на натурные гидротурбины иногда затруднителен, но удалось определить характеристики ПВЯ в задаче управления потоком в гидротурбине [53,91], обучать нейросети на полученных на моделях данных [87,92], выполнять валидацию CFD-расчётов [93]. Таким образом, использование упрощённых воздушных моделей, основанное на критериях динамического подобия, представляет собой эффективный и научно обоснованный подход для фундаментального изучения физики ПВЯ [85,91]. Именно этот подход был положен в основу настоящей работы.

1.5 Пассивные методы управления характеристиками ПВЯ

В предыдущих разделах была описана определяющая роль ПВЯ в возникающих пульсациях давления в режимах частичной нагрузки гидротурбины.

Можно выделить несколько различных способов управления вихревыми структурами, возникающих в гидротурбинах, с целью снижения их негативных воздействий на гидроагрегаты [23]. Все способы управления разделяются на активные и пассивные [23].

Пассивные способы управления, как правило, направлены на сужение области возвратного течения и основываются на модификации геометрии проточной части [94–96], например, предлагается делать оребрение поверхностей отсасывающей трубы [97], устанавливать различные препятствия потоку [98].

Подробный обзор пассивных и активных методов выполнен с участием автора диссертационной работы и представлен в работе [23]. Существующие пассивные способы управления ПВЯ сведены в таблицу I, подготовленную на основе анализа литературы [23,94,97–107].

Таблица I – Сравнение методов пассивного управления ПВЯ

Метод управления и ссылка	Преимущества	Недостатки и ограничения	Ключевые особенности и примечания
Оребрение стенки конуса Nishi и др., 1996 (эксперимент) [97]. Nishi и др., 2002 (эксперимент) [103].	Подавление ПВЯ и связанных с ним пульсаций давления в диапазоне от 20% до 60%, в зависимости от режима работы гидротурбины.	Снижение КПД на 1-2% турбины, высокочастотный шум, сложность монтажа, может провоцировать кавитационную эрозию.	Наибольшая эффективность при установке как можно ближе к входу в конус. Незначительно увеличивает частоту ПВЯ.
J-образные канавки Anup и др., 2016 (CFD: RNG k-ε) [106]. Chen и др., 2019 (CFD: SST-SAS) [107].	Подавление кавитации. Снижение закрутки потока. ПВЯ несколько подавляется и выпрямляется.	Снижает КПД турбины. Повышение энергетических потерь за счет снижения закрутки.	Эффективность регулируется размером и количеством канавок. Требуется индивидуальный подбор для каждого режима работы.

<p>Модификация тела обтекания рабочего колеса</p> <p>Qian и др., 2012 (CFD: SST) [104].</p> <p>Gogstad и др., 2016 (эксперимент) [105].</p> <p>Yu и др., 2019 (CFD: модифицированный PANS) [108].</p>	<p>Ослабление зоны, связанной с ПВЯ.</p> <p>Выпрямление ПВЯ, снижение эксцентриситета, ослабление пульсаций.</p> <p>Улучшение равномерности потока, повышение КПД.</p>	<p>Снижение восстановления давления.</p> <p>Невозможность оперативной регулировки геометрии под текущий режим.</p> <p>Пиковая амплитуда пульсаций может возрастать.</p>	<p>Подавляет частотные компоненты, близкие к частоте вращения колеса, но не сдвигает частоту ПВЯ для ухода от резонанса.</p>
<p>Колонны или распорки в диффузоре</p> <p>Zhou и др., 2019 (CFD: RNG k-ε) [98].</p>	<p>Некоторое подавление ПВЯ.</p> <p>Улучшение равномерности потока, сглаживание тангенциальной скорости.</p>	<p>Может значительно усиливать синхронную составляющую пульсаций.</p> <p>Сложность практической реализации.</p>	<p>Не изменяет частоту ПВЯ.</p> <p>Необходимость замены в зависимости от режима работы.</p>
<p>Регулируемая диафрагма</p> <p>Tanasa и др., 2015 (CFD: SAS) [102].</p> <p>Tanasa и др., 2016 (CFD: RSM) [109].</p> <p>Tanasa и др., 2019 (эксперимент) [94].</p>	<p>Некоторое подавление ПВЯ.</p> <p>Ослабление зоны возвратного течения.</p>	<p>Вносит гидравлические потери.</p> <p>Компромисс между подавлением пульсаций и потерями.</p>	<p>Рекомендуется для режимов частичной нагрузки. Может быть убрана в стенку конуса, когда не нужна.</p> <p>Частота ПВЯ не меняется.</p>

По итогам обзора можно отметить отсутствие системности в работе пассивных методов управления. Преобладают расчетные работы, что может означать слабое внедрение технологий в практику. Зачастую, пассивные способы управления работают только в узком диапазоне режимов с недогрузкой турбины и не могут быть оперативно переведены на другие режимы, что, соответственно, приводит к нежелательным гидравлическим потерям в оптимальных режимах [23].

1.6 Активные методы управления характеристиками ПВЯ

Способы активного управления вихревыми структурами отличаются от пассивных способов тем, что активное управление можно подстраивать [23] под конкретный режим работы гидротурбины и под имеющиеся амплитудно-частотные характеристики вихревых явлений. Активные способы управления, как правило, основаны на различной инжекции газа [110–117] или жидкости [25,118,119]. Сначала рассмотрим работы, изучающие инжекцию струй воздуха в поток воды:

Экспериментальные исследования

– Nakanishi и Ueda (1964) [110]: продемонстрирована инжекция воздуха через противоположные трубки в конус отсасывающей трубы. Избыток воздуха повышает давление в отсасывающей трубе и снижает КПД. Оптимальный расход для подавления в 3-4% от воды слабо зависит от угла направляющего аппарата.

– Muntean и др. (2014) [120]: инжекция воздуха под обтекатель рабочего колеса в различных режимах (Рисунок 6, справа). Эффективность сильно зависит от режима. Может усугублять пульсации в режимах глубокой частичной нагрузки.

– Скрипкин и др. (2015) [121]: инжекция воздуха в модели отсасывающей трубы Turbine-99. Число Струхаля по ПВЯ изменялось от 1 до 2 при варьировании газосодержания от 0 до 5%, результаты полезны для того, чтобы изменять частоту ПВЯ. Данных по уровню подавления пульсаций давления не представлено.

– Платонов и др. (2020) [122]: воздух нагнетался в спиральную камеру с объемным расходом от 0 до 3% от расхода воды. Достигнуто снижение пульсаций на 80% при расходе инжекции в 3%. Недостатки такой инжекции в том, что возрастают пульсации при инжекции вблизи оптимальных режимов работы.

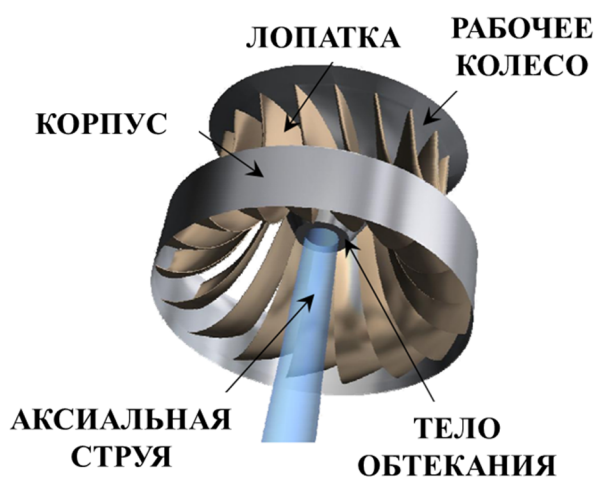


Рисунок 6 – Слева: схема аксиальной инжекции управляющей струи. Адаптировано на основе [123]; справа – фотография системы инжекции воздуха, расположенной под рабочим колесом модели турбины Френсиса [120]

Численные исследования (CFD)

– Чирков и др. (2017) [114]: численное моделирование управления ПВЯ путём инжекции воздуха через рабочее колесо. Получено, что при максимальном расходе воздуха в 0,4% от расхода воды зона рециркуляции в центре отсасывающей трубы расширялась, достигая тела обтекания рабочего колеса, устраняя кавитацию в потоке. Несмотря на заявленный стабилизирующий эффект, результаты оказались противоречивыми. Данные численного моделирования [114] расходились с экспериментальными результатами Muntean и др. [120], показавшими отсутствие влияния аэрации на пульсации в режиме полной нагрузки. В последующей работе Чирков и др. (2019) [124] проверена модель в режиме частичной нагрузки, путем сравнения CFD-данных с экспериментальными измерениями, выполненными на Ленинградском металлическом заводе. Получено, что численные расчеты удовлетворительно согласуются с экспериментом в однофазном потоке, но не смогли адекватно описать нестационарные свойства ПВЯ при инжекции воздуха (двухфазный поток), что снижает надежность выводов о влиянии воздуха на частоту ПВЯ и амплитуду пульсаций давления.

– Luo и др. (2017) [125], Zhu и др. (2021) [126], Zhang и др. (2021) [127], все работы методом RANS SST $k-\omega$: инжекция воздуха через рабочее колесо позволяет снизить пульсации давления на стенке на 25-40% при расходе инжекции 2%. Для

трансформации вихря из спирального в колоннообразный необходим расход воздуха примерно 4%. Механизм воздействия: воздух снижает импульс вихревого ядра и повышает в нём давление. Сравнения между моделированием Luo и др. (2017) [125] и экспериментом Luo и др. (2019) [128] для усредненных гидравлических характеристик и пульсаций давления показали приемлемое согласие.

– Kim и др. (2021) [129], метод SAS-SST: комбинация инъекции воздуха и противоточных лопаток обеспечивает снижение амплитуды пульсаций на 35% при инъекции воздуха 1%. Малый расход 0,3%, напротив, увеличивает пульсации на 10%. Авторы утверждали, что снижение пульсации было связано со снижением интенсивности закрутки, но механизм воздействия не был объяснен. Позже Shahzeret и др. (2022) [130] апробировали установку отверстий для инъекции воздуха в противоточные лопатки, по методике Kim и др. (2021) [129], но оказалось, что этот вариант неудачный.

– Sun и др. (2023) [131]: увеличение объемной доли воздуха снижает амплитуду пульсаций на 40% (при 1%), 50% (при 2%), 75% (при 3%), однако это приводит к снижению КПД примерно на 3%. Отмечено, что инъекция воздуха вызывала перераспределение давления в горизонтальном сечении, что приводило к большей области низкого давления, но меньшему перепаду давления между условным вихревым ядром и периферией. Показано снижение параметра крутки с $S = 0,64$ до $S = 0,47$ при объемной доле воздуха 3%, что было неожиданно, учитывая низкую плотность воздуха. В целом, авторы пришли к выводу, что для улучшения методов подачи воздуха для турбин потребуются дальнейшие исследования механизмов перераспределения давления. Они варьировали только расход воздуха, оставляя место инъекции и условия работы неизменными. Тем не менее, эта работа приближает к пониманию сложных механизмов взаимодействия между нестационарными вихрями и многофазным закрученным потоком.

Аналитические подходы к моделированию двухфазного закрученного потока с ПВЯ развиты слабо из-за сложности учета взаимодействия дисперсной газовой

фазы с вихревым ядром. Существующие упрощенные одномерные модели [132–134], фокусирующиеся на колебаниях объема кавитационной полости, неприменимы для описания ключевой характеристики ПВЯ – частоты его прецессии. Известным примером двухфазного аналитического описания является модель Куйбина и др. (2012) [135], развитая на основе однофазной модели вихря [61]. Эта модель учитывает изменение структуры ПВЯ при заполнении его газом и качественно описывает наблюдаемую в экспериментах [136] немонотонную зависимость частоты прецессии от расхода газа. Однако для практического использования в целях управления модель требует детальных экспериментальных данных о геометрии вихря, которые обычно отсутствуют. Кроме того, сама задача управления редко ставится в терминах управления частотой прецессии, поскольку в рабочем диапазоне газосодержания (0–3%) ее изменение невелико, а основная цель – полное подавление пульсаций.

Подведем итоги по инъекции воздуха в воду. Оптимальный расход инъекции составляет 2–4% от расхода через турбину, при этом показатель в 3% часто указывается как баланс между подавлением ПВЯ и потерей КПД. Из недостатков отметим возможное снижение КПД на 2–4%, что велико для гидротурбины. Эффекты от инъекции сильно зависят от режима и могут даже увеличивать пульсации в некоторых режимах. Инъекция требует установки системы сжатого воздуха [23]. Отмечается, что малые расходы инъекции могут усиливать динамику ПВЯ. CFD и аналитика осложняются многофазной постановкой задачи.

Воздушная струя, имеющая на три порядка меньшую плотность, чем вода, практически не вносит дополнительный импульс в поток, а скорее перераспределяет зону низкого давления, делая её более равномерной, тогда как струя жидкости может напрямую влиять на вращательный момент потока. Еще одной модификацией метода может служить инъекция струи воды, смешанной с воздухом [22]. В режиме с образованием ПВЯ дополнительная подача воздуха в струи почти не влияет на эффективность подавления, однако в режимах, где пульсации давления вызваны не ПВЯ, добавление воздуха позволило несколько снизить пульсации давления [22].

Перейдем к работам, изучающим инжекцию воды в воду. Наибольшее распространение получило управление ПВЯ с помощью подачи осевой струи воды постоянного расхода через центр тела обтекания рабочего колеса (Рисунок 6, слева) [23]. Основная концепция заключается в увеличении импульса потока, который почти не движется вдоль оси отсасывающей трубы, и в устранении высоких градиентов скорости, вызывающих образование сдвигового слоя и ПВЯ [20,123]. Работы группы Susan-Resiga (2006-2012) [20,123,137] (эксперимент и CFD) по инъекции осевой струи воды через вал турбины показали её высокую эффективность, обеспечивая снижение асинхронных пульсаций на 2/3. Однако недостатком являлся высокий требуемый расход воды — порядка 11–12% от основного, что при отборе струи до рабочего колеса вело к существенному снижению общего КПД агрегата. Позже, эффективность данного метода была увеличена, предложен подход с обратной связью по потоку для подачи струи [25]. Часть расхода забирается уже из конуса отсасывающей трубы и возвращается в область инъекции до рабочего колеса [25]. Следует отметить, что величина перепада давления, создаваемого между стенкой диффузора и давлением на выходе из сопла, не обеспечивает требуемого расхода струи. Для достижения необходимого расхода струи и снижения гидравлических потерь в обратном контуре используются эжекторные насосы [25]. Все это дало возможность снизить требуемый расход до 4% от общего расхода. Метод обеспечивает снижение амплитуды пульсаций до 65%, снижает число Струхала с 0,39 до 0,23 и является саморегулирующимся. Однако метод приводит к остаточным синхронным пульсациям, которые имеют меньшую амплитуду и частоту, чем пульсации ПВЯ.

Исследование Foroutan и Yavuzkurt (2014) [6], выполненное методами CFD на упрощённой геометрии, показало, что оптимизация параметров струи может снизить необходимый расход. Авторы достигли снижения амплитуды пульсаций на 35% при расходе струи порядка 2-3% от расхода через турбину, подчеркнув важность выбора оптимального радиуса струи. Продолжая работу [6], Mohammadi и др. (2019) [138] численно показали, что для снижения потерь эффективен минимальный диаметр сопла равный примерно 10% от диаметра рабочего колеса.

Численное моделирование Khullar и др. (2022) [21] (RANS, SST $k-\omega$) было сфокусировано на инъекции через стенки диффузора отсасывающей трубы. Результаты показали, что для подавления ПВЯ нужен расход струй в 5%, однако снижается КПД на 2-5%. Высокий расход 8-10% вызывает новые синхронные пульсации из-за удара струи о стенку, что требует сбалансированного расчета.

Вопрос оптимального импульса струй остаётся дискуссионным. Группа Susan-Resiga рекомендует применять струи с низкой скоростью, но большим расходом. Напротив, результаты группы Kirschner [22] и других работ [21,99,139] свидетельствуют, что более эффективным может быть уменьшение площади сопла, т.е. увеличение скорости струй при том же расходе. Этот вопрос будет детально рассмотрен в диссертационном исследовании.

Подход Holmström и др. (2022) [140], Shiraghaee и др. (2021), [141] с периодическими возмущениями потока с помощью твёрдых стержней демонстрирует возможность подавления ПВЯ за счёт воздействия на сдвиговый слой на границе раздела между зоной возвратного течения и внешним закрученным потоком. Однако в иных режимах метод может усиливать пульсации давления. Более перспективной выглядит концепция пульсирующей осевой струи, Tanasa и др. (2017) [142], которая, согласно расчётам, эффективнее постоянной при том же среднем расходе и дополнительно улучшает восстановление давления.

Пульсации давления от ПВЯ можно значительно снизить, используя конфигурацию тангенциально ориентированных струй [143]. Основной эффект достигается за счет снижения закрутки потока S ниже значения для образования ПВЯ ($S < 0,6$). Однако этот метод нельзя считать энергоэффективным, так как он требует потерь энергии из-за использования струй в направлении, противоположном первичному вихрю. Позже метод был усовершенствован путем инъекции нескольких тангенциальных струй и интуитивного подбора углов инъекции [144], но также получено, что при данной инъекции КПД турбины падает в диапазоне от 0,4% до 3,9% в зависимости от режима работы.

Численное моделирование Altimemy и др. (2019) [19] наглядно продемонстрировало принципиальное различие в эффективности центральной и

периферийной осевой инжекции для подавления ПВЯ. Центральная струя с расходами 4% и 6% обеспечила снижение амплитуды пульсаций на 40% и 75% соответственно. В то же время периферийная инжекция под углом 25° не только оказалась неэффективной, но и привела к значительному росту пульсаций давления на выходе лопаток. Это могло быть связано с тем, что области периферийного воздействия выбирались без опоры на теоретический расчет, без выявления областей наибольшей восприимчивости потока к возмущениям. Влияние на выходную мощность турбины в обоих случаях было незначительным. Интересно, что результат противоречит данным по успешному применению тангенциальных струй [144], что подчеркивает важность выбора места и направления инжекции.

Наиболее прогрессивным теоретическим направлением является управление на основе линейного анализа устойчивости (ЛАУ). Этот подход, речь о котором пойдет в следующих частях первой главы, позволяет добиться подавления при крайне низких энергозатратах. Хотя метод сложен в реализации, он задаёт парадигму для будущего низкоэнергетического активного управления.

Подведем итоги по инжекции воды в воду. Инжекция воды, в частности осевая струя, является наиболее разработанным активным методом. Диапазон эффективных расходов, указанных в литературе, широк – от 1 % до 15%. Метод основан на прямом воздействии на импульс в вихревом ядре с возможным улучшением восстановления давления. Выбор расхода осевой струи для управления ПВЯ требует поиска баланса. С одной стороны, увеличение расхода (примерно до 8-10% от основного) улучшает подавление пульсаций и повышает коэффициент восстановления давления в отсасывающей трубе. С другой стороны, чрезмерный расход приводит к негативным эффектам: высокие скорости струи вызывают значительное падение среднего давления, повышая риск кавитации, а также приводят к росту вторичных синхронных пульсаций из-за удара концентрированной струи о проточный тракт. Это указывает на существование оптимального диапазона расходов и противоречит тезису Susan-Resiga [137] о безусловной эффективности высоких расходов.

Сравнивая две концепции инъекции (воздуха и воды), можно заключить, что как правило, инъекция направлена на устранение зоны застойного течения, которая сопровождается формированием ПВЯ [23]. Главные недостатки – снижение КПД при прямой инъекции и риск возбуждения новых пульсаций. Несколько сглаживает эти недостатки метод с обратной связью по потоку. Важными параметрами для реализации являются расположение, радиус и скорость струй. Открытым вопросом является баланс между скоростью струй и их расходом. Долгосрочной перспективой развития являются интеллектуальные методы на основе ЛАУ, обеспечивающие максимальную энергоэффективность управления.

1.7 Особенности существующих решений по управлению ПВЯ

Рассмотренные методы управления ПВЯ зачастую нацелены только на подавление пульсаций давления. И хотя в части работ было показано существенное подавление пульсаций давления, все же, рассмотренные методы сопряжены с существенными энергетическими потерями. Это связано с тем, что методы управления основывались только на методе проб и ошибок, а также на физической интуиции, при этом методы не были направлены на причину возникающих пульсаций давления.

К примеру, рассмотрим работу [145], в которой экспериментально показана возможность подавлять пульсации ПВЯ на его собственной частоте, но растущие в спектре пульсации более высших гармоник свидетельствуют о нелинейном взаимодействии ПВЯ с системой управления. Опять же, причиной такого роста могло стать неоптимальное месторасположение струи, которая была выбрана для управления потоком. Вероятно, это не являлось местом наибольшей восприимчивости ПВЯ к управлению, поэтому система управления взаимодействовала со следом ПВЯ ниже по потоку. Таким образом, эффективный и надежный способ управления ПВЯ в отсасывающей трубе гидротурбины должен основываться на строгой теоретической модели, которая точно описывает механизмы зарождения эффекта ПВЯ. Первостепенное значение имеет воздействие на первичный источник пульсаций давления.

Немаловажно, что по различным данным расход подаваемой струи должен составлять от 5% до 15% расхода основной среды, чтобы существенно снизить амплитуду пульсаций [23]. Примечательно, что многие рассмотренные методы направлены на увеличение осевого потока момента импульса для стабилизации потока [146], а не на уменьшение степени закрутки потока ниже критического уровня (уменьшение тангенциального потока момента импульса), как в пассивных методах управления [146]. Помимо этого, возможна ситуация, когда подавление ПВЯ не происходит, а вместо этого точка распада вихря смещается дальше по течению и образование ПВЯ происходит в дальнем следе рабочего колеса [100].

Важно отметить, что диаметр струй и их пространственная ориентация, значительно влияют на эффективность подавления ПВЯ [22,23,118]. При этом, в литературе почти нет систематических сведений о влиянии вышеуказанных параметров на управление вихревыми структурами, возникающими за рабочим колесом гидротурбины Френсиса [146]. Необходимо, чтобы создаваемая система управления вихревыми явлениями вносила предсказуемые, ясные изменения в поле течения после воздействия на поток системой управления [146]. Соответственно, представляет интерес изучение влияния системы управления (актуации потока) на структуру вихревого течения за рабочим колесом, его закрутку [146].

Отметим, что еще одним серьёзным недостатком [146] существующих исследований является преобладающая концентрация на амплитуде пульсаций давления как на единственной метрике эффективности управления. Хотя снижение амплитуды, безусловно, важно, оно даёт неполное представление о динамике течения. В работе Muller и др. (2022) [83] косвенно показано, что управляющее воздействие индуцирует сложные нелинейные изменения пространственной структуры ПВЯ. Однако детальная экспериментальная характеристика того, как активное управление (в частности, инжекция струй) изменяет пространственные характеристики ПВЯ, такие как радиус прецессии, диаметр ядра, шаг спирали, остаётся малоизученной. Понимание этих пространственных модификаций крайне важно для разработки эффективных стратегий управления. Например, управляющая струя может не полностью подавить ПВЯ, но способна сместить его

ядро [146], уменьшая взаимодействие с отсасывающей трубой, и, тем самым, ослабить пульсации давления при меньшем импульсе.

В области гидротурбин Френсиса немногочисленные работы с применением CFD предпринимали попытки визуализировать изменения структуры вихря в управляемых условиях [147–150]. Палкин и др. (2024) [148] с помощью численного моделирования показали, что инжекция струи может сужать зону рециркуляции, смещая её вниз по потоку. Goyal и др. (2017) [151] фрагментно описали влияние расхода на структуру закрученного потока и ПВЯ. Однако комплексные экспериментальные данные, в частности, высокочастотные PIV-измерения, количественно характеризующие пространственную эволюцию ПВЯ под влиянием управляющей струи в модели турбины Френсиса, на данный момент отсутствуют. Этот пробел является существенным, поскольку пространственные характеристики ПВЯ напрямую связаны с генерацией пульсаций давления через взаимодействие вихревого ядра со стенками отсасывающей трубы [146]. В текущем диссертационном исследовании будет заполнен этот пробел, путем экспериментального изучения изменения ПВЯ в расширяющемся закрученном потоке с помощью многоструйной инжекции.

1.8 Оптимальное управление ПВЯ

Для перехода от эмпирических методов к оптимальному управлению необходим фундаментальный подход, основанный на анализе устойчивости самого явления ПВЯ. Оптимальность управления подразумевает малые дополнительные затраты энергии для достижения требуемой цели управления. Кроме того, важно обеспечить, чтобы устройство управления не влияло на работу турбины, когда в нём нет необходимости, особенно в режимах, близких к оптимальным по КПД. Таким образом, система управления ПВЯ должна быть включаемой/выключаемой или плавно регулируемой в зависимости от режима работы, чтобы не вызывать снижения эффективности. При этом любой метод управления не должен существенно снижать КПД турбины, обеспечивая баланс между подавлением пульсаций давления и сохранением энергетических показателей. Наконец, для

успешного внедрения в промышленную практику реализация метода должна быть технически простой и надёжной, с минимальными модификациями существующей конструкции и затратами.

С точки зрения задачи по оптимальному управлению ПВЯ, согласно вышеуказанным критериям, представляет интерес теоретическая концепция, основанная на глобальном линейном анализе устойчивости (ЛАУ). Утверждается [59,63,83], что ПВЯ представляет собой глобальную моду неустойчивости, которая запускает внутреннюю обратную связь в закрученном течении. В месте распада вихря спиральное возмущение прогрессирует около осредненного по времени поля потока и увеличивается с течением времени. Это приводит к образованию вихревой структуры, её частота и пространственная форма адекватно согласуется с другими работами, преимущественно численными расчетами. В эксперименте ЛАУ сводится к задаче на собственные значения для системы линеаризованных уравнений Навье-Стокса, записанных для возмущений скорости и давления относительно осредненных по времени распределений [152]. Было показано, что собственные моды, полученные в результате ЛАУ, с высокой точностью описывают вихревые структуры, которые соответствуют глобальной моде пульсаций давления и скорости [153]. Первая мода соответствует ПВЯ, вторая мода – двойной спиральной структуре, которая, по-видимому, является независимой глобальной неустойчивостью, синхронизованной с первой гармоникой ПВЯ [83]. К 3-5 модам поток является абсолютно устойчивым; моды, начиная с 6-ой, уже не являются существенными с точки зрения содержащейся в них общей энергии турбулентности [67]. Особенно важным является то, что этот подход позволяет вычислить сопряженные моды, которые физически соответствуют модам с наибольшей восприимчивостью к периодическим пульсациям, изменению среднего поля течения и обратной связи. Это позволяет выявить физическую природу явления ПВЯ и разработать оптимальный способ управления [154].

Исследователи способов оптимального управления ПВЯ ставят задачу поиска наиболее чувствительной зоны к внешнему воздействию. Ответ на этот вопрос может быть получен на основе ЛАУ к внешнему воздействию. Методы

линейной теории гидродинамической устойчивости позволяют как анализировать рост возмущений ламинарного потока, так и исследовать характеристики когерентных структур, определяющих динамику турбулентного течения. Для проведения ЛАУ нужно разложить поля скоростей и давления на сумму трех слагаемых: среднее поле, когерентная часть (периодические структуры), турбулентная часть [155]. Полученное разложение нужно подставить в уравнение Навье–Стокса, вычесть уравнение Рейнольдса (осредненное уравнение Навье–Стокса по Рейнольдсу) и провести линеаризацию. Это позволит получить уравнения на возмущение. Далее решение полученной системы ищут как произведение пространственной части (поле скоростей) $\mathbf{u}(\mathbf{x})$ и временной экспоненты $e^{\lambda t}$ с спектральным параметром $\lambda > 0$. Можно рассмотреть задачу на собственные значения $\{\lambda_i\}$ в зависимости от числа Рейнольдса. Типичными граничными условиями для функций задачи являются условия Неймана (нулевая производная) на границе в дальнем поле, а также нулевое значение скорости и нулевая производная для давления на твердой стенке. Поскольку λ – комплексное число, то при отрицательной вещественной части λ течение является устойчивым, а при положительной вещественной части λ появляются экспоненциально растущие во времени возмущения в рамках линейной теории.

В работе Muller и др. (2022) [83] проведено численное моделирование потока в установке, которая использовалась для проведения всех экспериментов, описанных в диссертационном исследовании. CFD проведено на основе нестационарных уравнений Навье–Стокса с осреднением по Рейнольдсу (URANS), который проверяется в сравнении с экспериментальными и численными полями течения. На основе усредненного по времени поля скоростей проводится глобальный ЛАУ в отсасывающей трубе. Обнаружено, что область на краю тела обтекания наиболее чувствительна к возмущениям, построена карта чувствительности потока к возмущениям (Рисунок 7, слева). Именно в этой области предлагается проводить возмущение потока различными струями. Область восприимчивости совпадает с зоной обратного течения в области рабочего колеса,

возникающей на краю лопаток рабочего колеса. Воздействие, вероятно, в этом случае наибольшее, потому что эта область имеет решающее значение для самовозбуждающегося контура обратной связи [156]. Любая незначительная флуктуация в этой области окажет значительное влияние на этот контур обратной связи и, таким образом, на устойчивость и частоту ПВЯ.

Авторами [83] было также численно изучено влияние пассивного управления – в трех точках устанавливались прямоугольные выступы (Рисунок 7, слева) и изучалось изменение частоты ПВЯ. Получено, что наибольшего сдвига частоты ПВЯ, до 1,5%, удастся достичь в зоне с наибольшей чувствительностью потока к возмущениям (Рисунок 7, справа). Такой небольшой сдвиг частоты связан с пассивным управлением и малой геометрической модификацией тела обтекания.

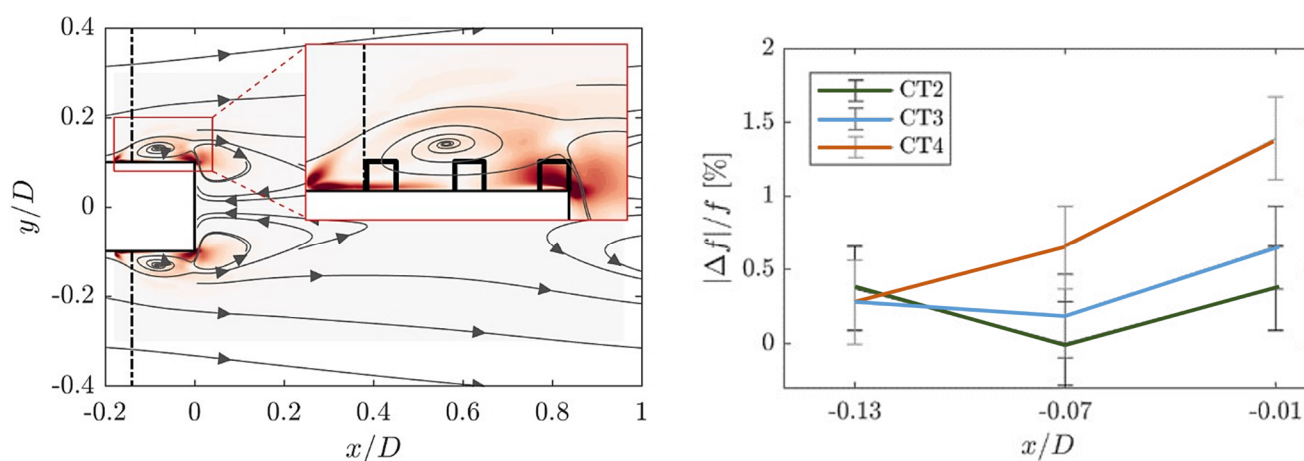


Рисунок 7 – Слева: карта чувствительности ПВЯ (первая мода) в потоке за рабочим колесом воздушной модели гидротурбины Френсиса [83]. Цвет показывает чувствительность потока к возмущениям среднего поля в относительных единицах; Справа – относительное изменение частоты ПВЯ при пассивном управлении с помощью выступов. Адаптировано на основе [83]

Важные выводы по поиску оптимального воздействия на гидродинамическую неустойчивость в виде ПВЯ получены в CFD работе Pasche и др. (2019) [157]. Авторы представили систематизированный подход к оптимизации на основе сопряжённых уравнений, основанный на ЛАУ. Определив ПВЯ как глобальную самоподдерживающуюся неустойчивость, связанную с неустойчивой собственной модой, они задали целевую функцию, направленную на снижение

инкремента роста этой моды до нуля. Решая соответствующую задачу при помощи метода множителей Лагранжа, итеративно определено оптимальное, стационарное, осесимметричное распределение объёмной силы, которое успешно подавляет прецессирующее вихревое ядро. Результаты демонстрируют значительное подавление пульсаций давления, при этом результат, в целом, согласуется с выводами Muller и др. (2020) [158].

Таким образом, результаты ЛАУ [83], выявившие зону максимальной чувствительности, являются теоретической базой для выбора места инъекции в эксперименте. После успешной апробации ЛАУ возможно развитие методик управления потоком в двух направлениях. Первое – это оптимизация формы тела обтекания, рабочего колеса, чтобы сместить точку бифуркации ПВЯ в сторону меньших скоростей потока, расширяя стабильный рабочий диапазон при частичной нагрузке. Второе – это развитие методов активного управления ПВЯ, когда осуществляется инъекция струй в области наибольшей чувствительности потока. Этому и посвящено, в том числе, данное диссертационное исследование.

1.9 Методы исследования закрученного течения

Поскольку вихревые явления возникают в трехмерных, турбулентных и нестационарных потоках, то изучение механизмов управления ПВЯ требует глубокого анализа структуры сложного течения. Изучение вихревых структур опирается на эксперимент, подкрепленный, с множеством допущений и упрощений, численными и теоретическими оценками и моделями. Исследование таких течений требует комплексного подхода, основанного на современных методах диагностики. Прогресс в этой области связан с развитием бесконтактных оптических методов, прежде всего лазерно-доплеровской анемометрии (ЛДА) [53,159] и анемометрии по изображениям частиц (PIV) [3,66], которые позволяют получать данные о полях скорости и их пульсациях с высоким пространственным и временным разрешением. Применительно к гидротурбинам, знание скоростей потоков позволяет построить взаимосвязь профиля скорости и пульсаций давления от ПВЯ [87], получить критерий возникновения ПВЯ в гидротурбине на базе

параметра закрутки потока [160] (выполнено при участии автора диссертации), апробировать стратегии управления, в т.ч., и при переходных процессах [91,161] (выполнено при участии автора диссертации), а также изучить управление потоком за лопаточным завихрителем [159] (выполнено при участии автора диссертации).

Методика PIV появилась в 1984 году [162], предшествовали ей метод анализа спекловых картин, стробоскопическая визуализация [163]. Отметим, что роль ИТ СО РАН в этом направлении является определяющей [164–167]. Метод ЛДА возник ранее, в 1964 году [168]. Методы обладают уникальными преимуществами, определяющими область его применения, являются взаимодополняющими:

– ЛДА обеспечивает высокочастотные измерения в точке, что особенно важно для статистического анализа турбулентности и спектральных характеристик. Метод компактен и предъявляет минимальные требования к оптическому доступу;

– PIV позволяет мгновенно получать поля скорости, что незаменимо для визуализации структуры крупномасштабных вихрей и анализа пространственных корреляций. К его недостаткам относят необходимость в большом оптическом доступе и значительных вычислительных ресурсах для обработки. Комбинированный подход, применённый в диссертационной работе, позволяет совместить достоинства обоих методов.

Для выделения когерентной периодической составляющей (такой как ПВЯ) на фоне турбулентного сигнала успешно применяется техника фазового осреднения. Синхронизируя измерения скорости с сигналом давления, можно реконструировать эволюцию потока в течение периода прецессии. Этот метод широко используется как при обработке данных ЛДА [50,169,170], так и PIV [3], позволяя определять траекторию центра вихря, динамику зоны возвратного течения и связь пространственной структуры с генерируемыми пульсациями давления. Данная техника применена и в диссертационной работе, с привязкой фазы к апостериорно определенной частоте ПВЯ.

Численное моделирование (CFD) служит важным инструментом для анализа областей, труднодоступных для измерений, и исследования влияния различных параметров [147,148,171–174]. Однако его результаты нуждаются в строгой экспериментальной валидации, что подчёркивает необходимость создания надёжных баз данных. Методы машинного обучения находят применение для анализа сложных течений, позволяя решать задачи классификации (например, определение наличия ПВЯ) и регрессии (прогноз его частоты и амплитуды) на основе экспериментальных данных [87,175–177]. Это открывает перспективы для создания систем оперативного мониторинга и управления.

Для глубокого изучения ПВЯ необходим комплексный экспериментальный подход. Наиболее полную информацию обеспечивает синхронное применение ЛДА и PIV в сочетании с методом фазового осреднения. Такой подход в диссертационном исследовании позволил установить связь между изменением полей скорости под действием управления и подавлением пульсаций давления.

1.10 Заключение по главе

1. Турбины Френсиса, являясь основой регулируемой гидрогенерации, значительно подвержены формированию ПВЯ в режимах частичной нагрузки. Это явление представляет собой глобальную гидродинамическую неустойчивость и служит главным источником опасных низкочастотных пульсаций давления, ограничивающих гибкость и надежность гидроагрегатов.

2. Ключевым критерием возникновения ПВЯ является превышение параметром крутки потока порогового значения $S \approx 0,6$. Параметр крутки служит основной мерой закрутки и интегральным индикатором склонности течения к развитию данной неустойчивости.

3. Существующие методы управления (пассивные и активные) имеют существенные недостатки: узкий диапазон эффективности и потери КПД у пассивных; высокие энергозатраты (до 15% расхода) и эмпиризм в выборе параметров у активных. Это обусловлено отсутствием в их основе физически обоснованной модели самой неустойчивости.

4. Наиболее перспективной теоретической основой для оптимального управления является ЛАУ, который позволяет интерпретировать ПВЯ как доминирующую неустойчивую моду и определить области течения с максимальной восприимчивостью к управляющему воздействию (через сопряжённые моды), что открывает путь к целенаправленному и энергоэффективному управлению.

5. Для фундаментального изучения ПВЯ научно обоснован подход приближённого физического моделирования на воздушных стендах с использованием схемы соосных завихрителей. Данная методика позволяет воспроизводить ключевые характеристики закрученного потока за рабочим колесом в широком диапазоне режимов и обеспечивает оптимальные условия для применения современных оптических методов диагностики.

6. Комплексное применение методов ЛДА и PIV в сочетании с техникой фазового осреднения является необходимым для получения полной картины явления. ЛДА обеспечивает высокочастотный временной анализ, а PIV – детальную пространственную визуализацию структуры ПВЯ, что совместно позволяет установить связь между модификацией поля скоростей и подавлением пульсаций давления.

7. Выявлен существенный пробел в исследованиях: отсутствуют систематические экспериментальные данные о влиянии управляющей инъекции на пространственную структуру ПВЯ (радиус прецессии, диаметр ядра), знание которой необходимо для разработки энергоэффективных методов управления.

Таким образом, для разработки энергоэффективного метода управления ПВЯ необходимо провести экспериментальное исследование, в котором: а) управляющее воздействие (инъекция) прикладывается в области, предсказанной ЛАУ как наиболее чувствительной; б) систематически изучается влияние не только расхода, но и импульса струй; в) комплексно оценивается изменение как амплитуды пульсаций скорости и давления, так и пространственной структуры ПВЯ с помощью современных оптических методов.

Глава 2. Экспериментальный стенд и методики

Экспериментальные исследования проводились на аэродинамическом стенде ИТ СО РАН в лаборатории проблем тепломассопереноса. Выбор воздушной среды и упрощенной геометрии обусловлен необходимостью исследования широкого диапазона режимов работы при обеспечении простоты модификации установки и применения оптических методов диагностики. Как показано в главе 1, такой подход адекватно моделирует ключевые особенности формирования ПВЯ в отсасывающей трубе гидротурбины Френсиса, а также позволяют проводить оперативное исследование различных стратегий управления потоком.

2.1 Аэродинамический стенд экспериментального моделирования

Как показано в обзоре литературы (глава 1), для моделирования течений в отсасывающей трубе гидротурбины возможно использование воздуха в качестве рабочей среды. Это позволяет:

- Избежать проблем с герметизацией и коррозией;
- Упростить изменение геометрии элементов стенда за счет использования пластиковых труб и деталей, изготовленных методом 3D-печати. Технология быстрого прототипирования (3D-печать) позволяет оперативно изготавливать геометрически сложные компоненты измерительного участка [53];
- Снизить эксплуатационные расходы и требования к безопасности, поскольку давления в установке близки к атмосферному;
- Обеспечить оптимальные условия для применения оптических методов диагностики (ЛДА, PIV) благодаря прозрачности элементов и отсутствию кавитации.

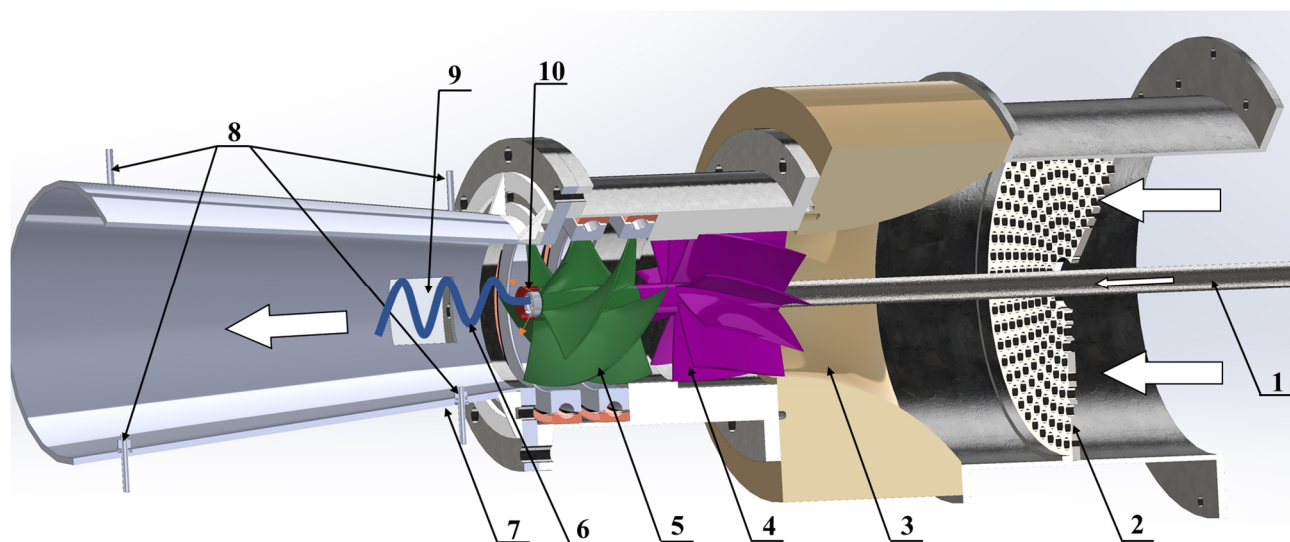
В экспериментальном стенде реализована упрощенная схема моделирования течения за рабочим колесом гидротурбины, описанная в главе 1. Вместо воспроизведения всех элементов проточной части (спиральная камера, направляющий аппарат и др.) используется комбинация двух соосных осевых

завихрителей. Первый завихритель (неподвижный) моделирует направляющий аппарат, второй (вращающийся с частотой n) – рабочее колесо. Такая схема, описанная и апробированная в ряде исследований [45,86,178–180], включая выполненные с участием автора диссертации [178, 179], позволяет формировать на входе в модель отсасывающей трубы распределения скоростей, аналогичные распределениям в полномасштабной гидротурбине.

Геометрия завихрителей была спроектирована на основе методики, использующей уравнение Эйлера для гидромашин [39]. Методика обеспечивает хорошее согласование расчетных и экспериментальных распределений скоростей на выходе из рабочего колеса. Методика была апробирована в рамках работ по хоз. договору ИТ СО РАН по заказу АО «Силовые машины» в 2012 году. неподвижный завихритель (направляющий аппарат) имеет 10 лопаток, вращающийся (рабочее колесо) – 5 лопаток. Втулочное отношение для обоих завихрителей составляет 0,2. Данная геометрия соответствует модели распространённой радиально-осевой гидротурбины Френсиса типа «PO-115», рассчитанной на напор от 70 до 115 м и мощность от 21 МВт до 810 МВт. Режим, аналогичный оптимальному (режим с наибольшим КПД, «зеленая» зона на Рисунке 5) натурной турбины, в модели соответствует состоянию с практически нулевой остаточной закруткой потока. Этот режим достигается при расходе воздуха $Q_c = 0,05 \text{ м}^3/\text{с}$ и частоте вращения рабочего колеса $n_c = 2432 \text{ об/мин}$ (по часовой стрелке, если смотреть по потоку). Адекватность моделирования течения за рабочим колесом гидротурбины Френсиса подтверждается хорошим совпадением профилей тангенциальной и осевой скоростей, полученных в ЛДА-эксперименте, CFD-расчете и аналитически по методике проектирования [86,178,180,181]. В рамках подготовительных экспериментов по адаптации и апробации «воздушного» подхода, с участием автора диссертационной работы, был проведен сравнительный анализ ключевых характеристик течения на гидро- и аэростендах [85]. Анализ показал приемлемое совпадение по интегральным характеристикам течения, в частности, параметр крутки и число Струхаля [85].

Важно отметить различия в определении режимных параметров и оптимального режима между моделью и натурной гидротурбиной. В модели управляющими параметрами являются расход воздуха Q и частота вращения рабочего колеса n . В натурной турбине к ним добавляются напор и угол открытия направляющего аппарата. Оптимальный режим в натурной турбине соответствует максимальному КПД, а в модели – режиму с околонулевой остаточной закруткой потока. Однако, как показано в [38], эти режимы близки, поскольку максимальный КПД достигается при минимальных потерях, связанных с закруткой. Таким образом, в дальнейшем под оптимальным режимом модели будем понимать режим с околонулевой закруткой ($S \approx 0,1$).

Схема измерительной (рабочей) части экспериментального стенда представлена на Рисунке 8. Конус отсасывающей трубы с входным диаметром $D = 100$ мм, длиной $3D$ и углом раскрытия 4° был изготовлен методом 3D-печати.



Обозначения: 1 – патрубок для подачи расхода через актуатор, 2 – выравнивающая поток решетка, 3 – сужающее сопло, 4 – направляющий аппарат (покоящийся завихритель), 5 – рабочее колесо (вращающийся завихритель), 6 – вихревая структура (схематичное изображение, не в масштабе), 7 – отсасывающая труба, 8 – четыре микрофона (каждый указан стрелкой, конфигурация 2×2), 9 – прозрачное окно для лучей ЛДА (размеры не в масштабе), 10 – актуатор. Белые стрелки показывают направление потока воздуха.

Рисунок 8 – Схема экспериментального участка модели гидротурбины [146]

Аэродинамическая установка может быть использована для исследования течений с числами Рейнольдса $Re = (1,2 - 6,0) \cdot 10^4$, основанном на входном диаметре $D = 100$ мм и среднерасходной скорости [178]. Данному диапазону чисел Re соответствуют расходы воздуха от $0,3Q_c$ до $1,5Q_c$ при комнатной температуре 296 К. Поток создается воздуходувкой МТ-08 (мощность 7,5 кВт, максимальный расход $0,153$ м³/с, избыточное давление до 0,4 бар). Для выравнивания потока перед рабочей секцией в аэродинамический контур помещена расширительная секция длиной порядка $10D$ с неподвижными решетками и конфузуром с коэффициентом сужения равным 2,2. Все это обеспечивает ударный профиль скорости на входе в первый завихритель [53, 179]. После прохождения выравнивающих решеток и конфузуратора поток поступает в участок закрутки, состоящий из неподвижного завихрителя (направляющий аппарат) и вращающегося завихрителя (рабочее колесо) с телом обтекания (актуатором). Вращение от сервопривода передается на рабочее колесо через ременную передачу. Закрученный поток с рабочего колеса попадает в коническую часть отсасывающей трубы. Конус имеет вырез шириной 3 см по всей длине, закрытый прозрачным стеклом (Рисунок 9). Данная модификация конуса необходима для того, чтобы обеспечить оптический доступ для ЛДА [179]. Для PIV-экспериментов применялся конус с щелью без стекла, но той же геометрии (Рисунок 19). По образующим конуса были предусмотрены отверстия для установки акустических датчиков. Пройдя через измерительную секцию (конус), воздух поступает в оставшуюся часть отсасывающей трубы (колени) и выходит в атмосферу. Труба соответствует геометрии Turbine-99, предназначенной для валидации расчетов [93,182,183]. Данная геометрия также была апробирована и в текущем диссертационном исследовании [182]. На Рисунке 10 показана принципиальная схема аэродинамического стенда, на котором проведены эксперименты, описанные в диссертационной работе. Стенд позволяет независимо управлять расходом Q и частотой вращения n , что дает прицельно менять параметр крутки потока S согласно (2). Как показано в [160], при увеличении n и постоянном Q параметр S монотонно уменьшается, проходит через нуль (режим ВЕР) и становится отрицательным (смена направления закрутки).

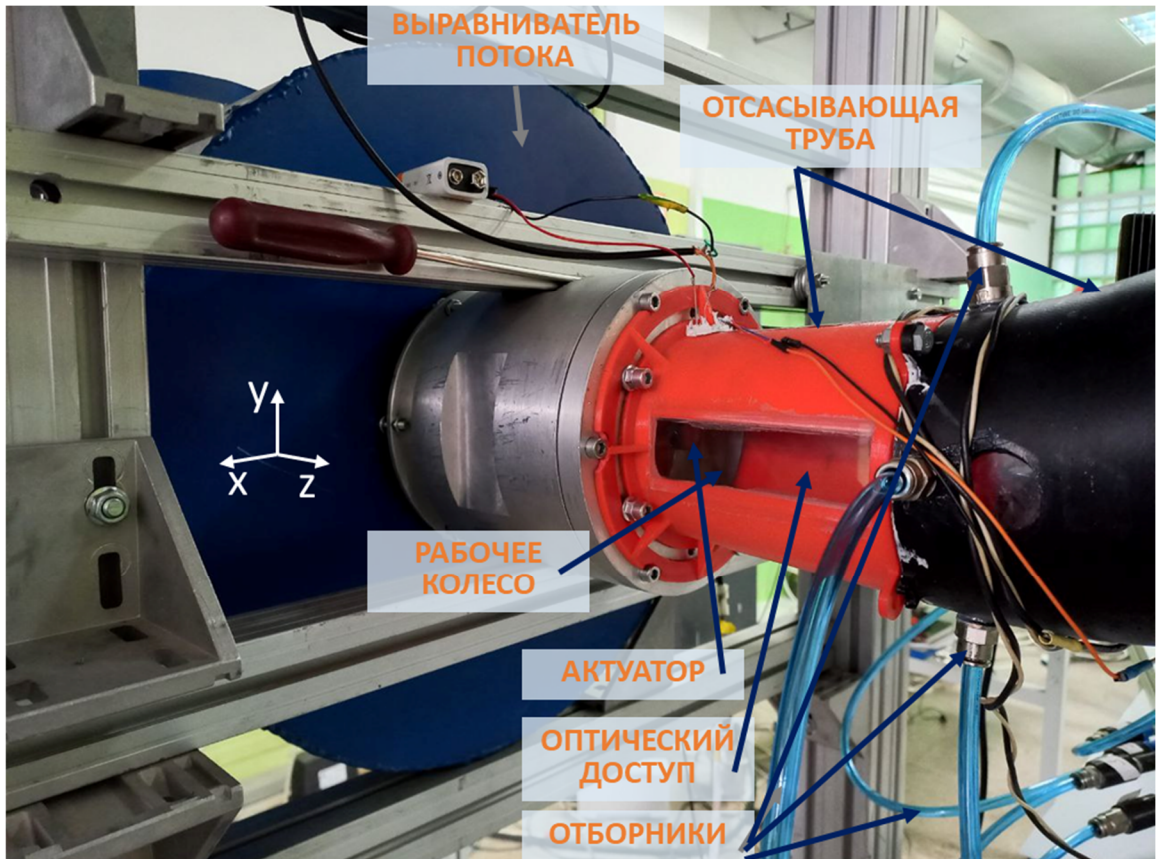
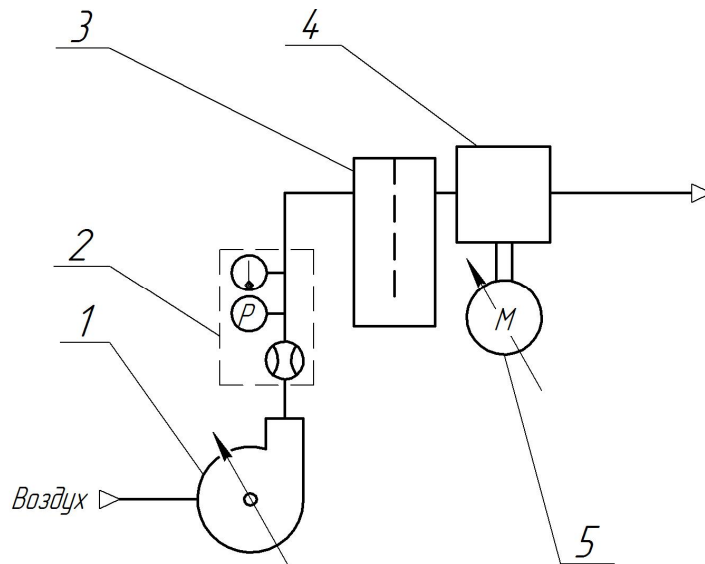


Рисунок 9 – Фотография стенда с размещением микрофонов в одном сечении



Цифрами показаны: 1 – воздуходувка МТ 08-М1С-7.5 с частотным преобразователем, 2 – расходомер-счетчик ультразвуковой ИРВИС-РС4М-УЛЬТРА (производство в г. Казань, Россия), с датчиками давления и температуры, 3 – выравниватель потока, 4 – рабочий участок модели гидротурбины (показан детально на Рисунках 8 и 9), 5 – интегрированный сервопривод СПШ20-34100 (производство в г. Москва, Россия) для вращения модели рабочего колеса (вращающийся завихритель).

Рисунок 10 – Принципиальная схема экспериментального стенда

Стенд оснащен автоматизированной системой управления и сбора данных, реализованной, при участии диссертанта, в среде MATLAB [178]. Система обеспечивает задание и поддержание режимных параметров (расход Q , частота вращения n) с помощью ПИД-регуляторов. Расход регулируется частотным преобразователем воздуходувки на основе сигнала от ультразвукового расходомера. Частота вращения рабочего колеса задается и контролируется через драйвер сервопривода. Время выхода на установившийся режим после изменения параметров составляет около 2 минут; стабильность поддержания параметров порядка 0,1% от уставки. Все измерения проводились только после выхода режимных параметров стенда на стационарный режим.

Таким образом, разработанный аэродинамический стенд на основе соосных завихрителей и отсасывающей трубы Turbine-99 позволяет гибко управлять параметрами закрученного потока (числом Рейнольдса Re и параметром крутки S) в широком диапазоне, что необходимо для исследования ПВЯ и методов его управления [178,179,182,184]. Использование автоматизированной системы управления и 3D-печати для изготовления компонентов обеспечивает воспроизводимость и оперативность экспериментов [178].

2.2 Система управления ПВЯ

Активное управление характеристиками ПВЯ в данной работе основано на целенаправленном возмущении течения в областях с наибольшей восприимчивостью к внешним воздействиям. Выбор таких областей проведен не эмпирически, а на основе результатов линейного анализа устойчивости (ЛАУ) для течения в той же геометрии, что описана в параграфе 2.1 Как показано в главе 1 (см. Рисунок 7), ЛАУ выявил [83], что поток наиболее чувствителен к возмущениям вблизи края тела обтекания рабочего колеса. Именно в этой зоне локализована область, определяющая развитие глобальной моды неустойчивости, соответствующей ПВЯ. Следовательно, воздействие в данной области является наиболее эффективным для управления этой модой.

Для реализации управляющего воздействия был разработан ряд покоящихся актуаторов (цифра 10 на Рисунке 8). Они являются модификациями тела обтекания рабочего колеса с системами отверстий для инъекции дополнительного расхода воздуха, подводимого к актуатору через отдельный патрубок (цифра 1 на Рисунке 8). В качестве источника расхода через актуатор (управляющий расход) использовался безмасляный компрессор «Remeza», поддерживающий давление в магистрали на уровне 2 атм. Точное задание и стабилизация расхода инъекции осуществлялись массовым расходомером-контроллером «Bronkhorst», интегрированным в общую систему автоматизированного управления стендом. Конструкция актуаторов обеспечивала возмущение приосевой области потока вблизи тела обтекания. Было исследовано десять различных вариантов актуаторов (Рисунок 11), отличающихся пространственной ориентацией, количеством и диаметром отверстий, что позволило систематически изучить влияние геометрии воздействия на эффективность подавления ПВЯ.

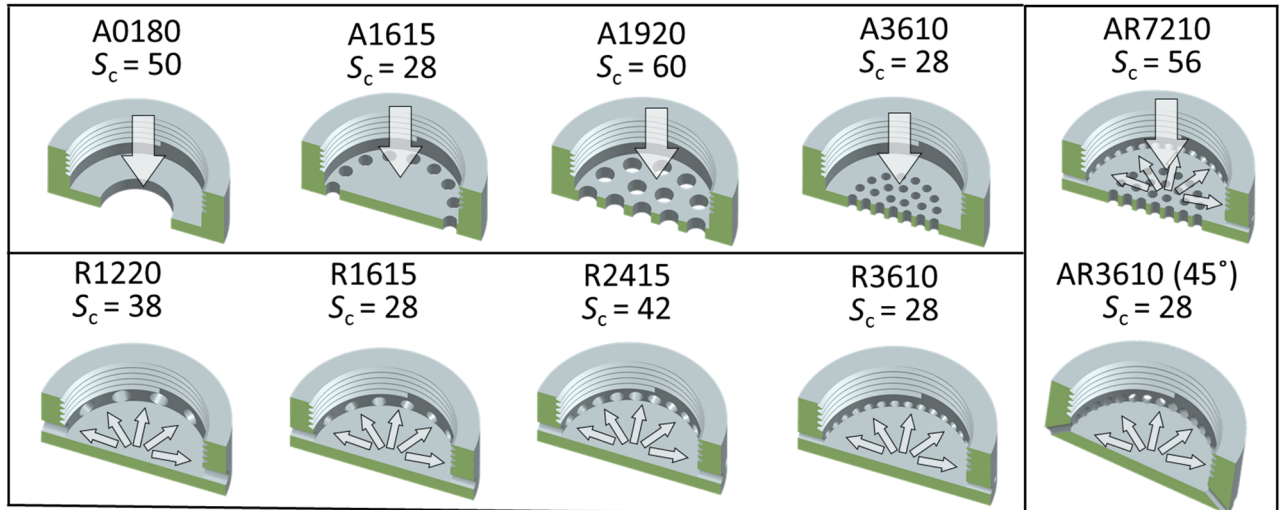


Рисунок 11 – Актуаторы для управления характеристиками ПВЯ

Набор актуаторов был разработан [117] для систематического исследования характеристики управления ПВЯ в зависимости и от ориентации струй, и от начальных диаметров струй, от распределения инъекции по площади актуатора. Для баланса между желаемым объемом экспериментальных данных, временем

проведения экспериментов и обработки данных, решено изготовить именно 10 актуаторов.

Наименования актуаторов следующее: буква означает тип актуатора (А – аксиальный, R – радиальный, AR – аксиально-радиальный), первые две цифры показывают число различных отверстий, через которые проходят управляющие струи, последние две цифры — это диаметр одного отверстия в миллиметрах, умноженный, для удобства, на десять. S_c – суммарная площадь всех отверстий актуатора в мм^2 . Например, аксиальный актуатор А1920 имеет 19 отверстий общей площадью в 60 мм^2 , а диаметр одного отверстия составляет 2 мм ($0,02D$). В актуаторе «AR3610» отверстия (сопла) направлены под углом 45° к плоскости актуатора. В актуаторе «AR7210» боковые отверстия направлены параллельно плоскости актуатора. Таким образом, расход управляющих струй в модернизированном аэродинамическом стенде стал третьим независимым регулируемым параметром наряду с основным расходом Q и частотой вращения рабочего колеса n .

2.3 Лазерно-доплеровская анемометрия (ЛДА)

Пространственные распределения осредненных и пульсационных характеристик скорости в потоке измерялись методом лазерной доплеровской анемометрии (ЛДА). Общий обзор и примеры внедрения данной методики указаны ранее в первой главе диссертационной работы, здесь же остановимся на технической реализации метода и на его адаптации к условиям проведения экспериментов.

Метод ЛДА базируется на измерении перемещения трассеров (взвешенные частички в потоке) по доплеровскому сдвигу частоты рассеянного ими лазерного излучения. В работе использовалась двухкомпонентная система ЛДА «ЛАД-0би», производства ИТ СО РАН, которая успешно была апробирована с участием автора диссертации [159,184]. Общая схема работы комплекса показана на Рисунке 12. Оптическая схема системы включает полупроводниковый лазер (Mitsubishi ML1013R, длина волны 684 нм, мощность 70 мВт), акустооптический модулятор,

систему зеркал и линз, а также фотоэлектронный умножитель (ФЭУ) в схеме обратного рассеяния. Генерируемое лазерное излучение проходит через систему акустооптических модуляторов (Рисунок 12), в которых модулирующая разность потенциалов формирует два лазерных луча, дифрагированных в нулевой и минус первый порядки, что обеспечивает когерентность лучей. Лучи фокусируются в измерительный объем (примерные размеры: $0,1 \times 0,1 \times 0,5$ мм), где формируется интерференционная картина. Проходящие через нее частицы-трассеры рассеивают свет с частотой, линейно связанной с компонентой их скорости, нормальной к полосам интерференции. Этот сигнал регистрируется ФЭУ, обрабатывается доплеровским сигнальным процессором и передается на персональный компьютер.

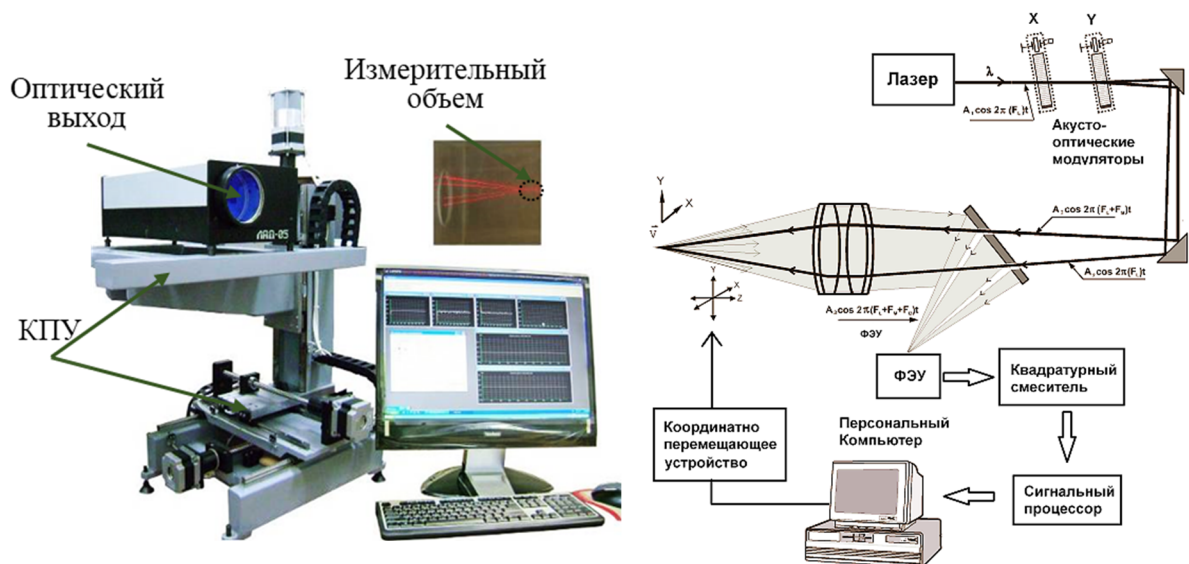


Рисунок 12 – Слева: измерительный комплекс ЛАД-06и, справа: принцип работы измерительного комплекса ЛАД-06и.

Адаптировано на основе работы [185]

Пространственное перемещение ЛДА в области $250 \times 250 \times 250$ мм с точностью 0,1 мм происходит с помощью координатно-перемещающего устройства (КПУ). На КПУ устанавливается сам измерительный блок ЛДА, а шаговые двигатели КПУ получают сигналы от персонального компьютера, с которого осуществляется позиционирование ЛДА.

ЛАД 06-и измеряет поочередно две компоненты вектора скорости – тангенциальную (окружную, U) и осевую (аксиальную, V) по программе, устанавливаемой пользователем под конкретный эксперимент. На Рисунке 13

приведены фотографии с разных ракурсов аэродинамического стенда, описанного в разделе 2.1, с установленным «ЛАД Оби». Показана система координат, относительно которой будут описаны все результаты диссертационного исследования. Измерения двух компонент скорости проводилось в сечениях, перпендикулярных оси конуса (Рисунок 14). Все ЛДА-профили скорости были получены на расстоянии $0,3D$ от тела обтекания (актуатора), с шагом вдоль измерительной оси равным $0,02D$ (или $0,01R$), если специально не оговорено иное.

Ввиду осевой симметрии течения, подтвержденной в предыдущих исследованиях на данной установке [53,160,178], измерения проводились только в одной половине сечения («полупрофиль»). Схема измерения показана на Рисунке 14. Такой подход, помимо сохранения симметрии, был технически обусловлен тем, что измерение вблизи дальней (от оптического доступа) стенки приводило к значительному ухудшению соотношения сигнал/шум из-за оптических помех и переотражений. Измерения вблизи прозрачного окна (Рисунок 9) минимизируют искажения, связанные с преломлением лучей в стекле. Оценка, основанная на законе Снеллиуса, показала, что смещение лучей из-за плоскопараллельного стекла толщиной 2 мм не превышает 0,06 мм, что пренебрежимо мало по сравнению с шагом измерений и не влияет на определяемые интегральные характеристики потока.

Диапазон измеряемых скоростей – от 0,01 м/с до 40 м/с, фокусное расстояние используемого объектива – 50 см. Перед каждой серией экспериментов проводилась тонкая настройка ЛДА системы: регулировалась чувствительность фотоприемника, усиление сигнала и пороги детектирования для достижения оптимального соотношения сигнал/шум (25–50%) и качественного вида доплеровского сигнала.

Для засева потока трассерами использовался генератор аэрозоля, атомайзер Ласкина, который выдает частицы вазелинового масла со средним размером 1 мкм. Размер частиц – важный методологический вопрос, которому далее будет уделено внимание.

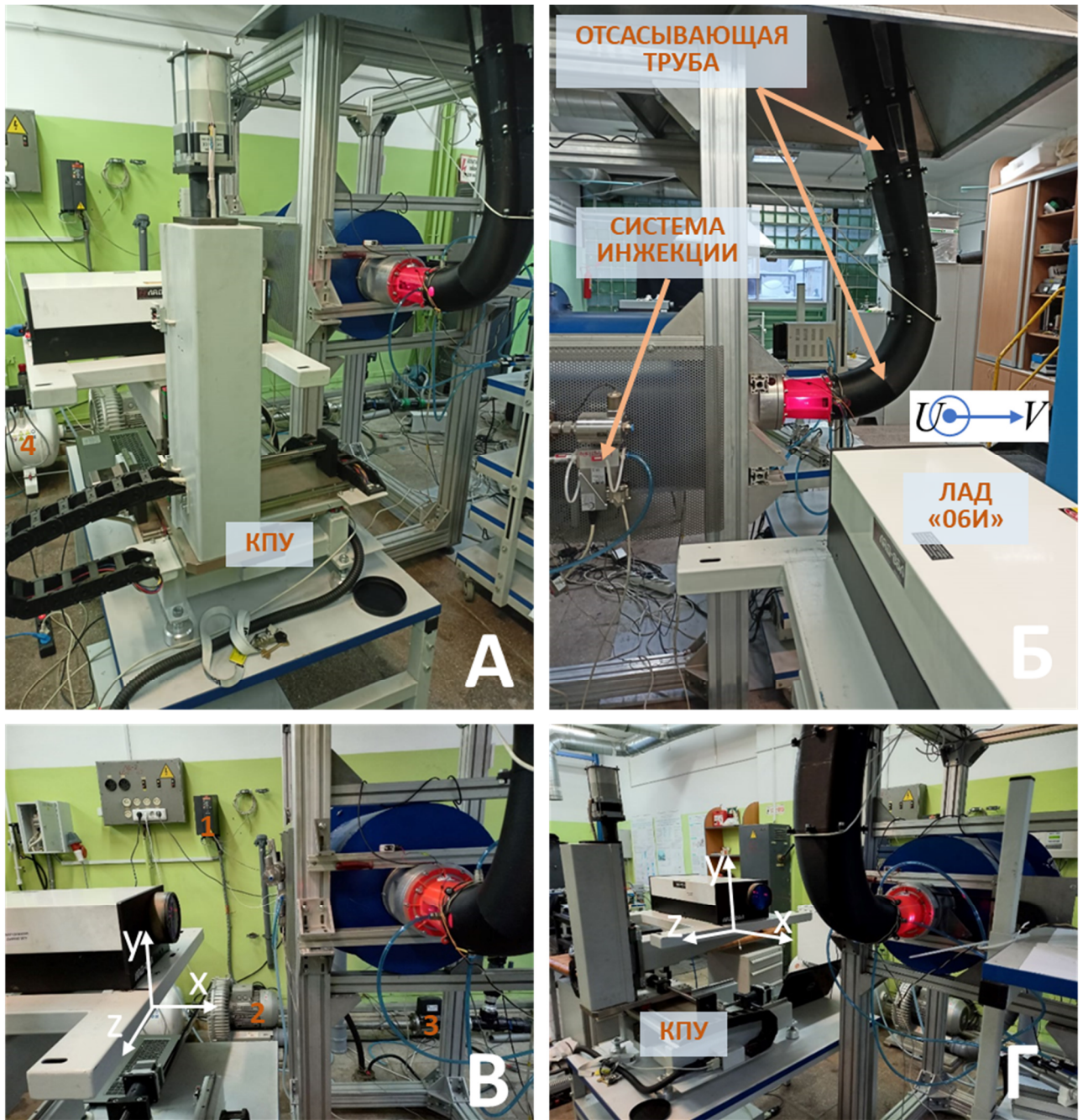


Рисунок 13 – Фотографии экспериментального стенда. Обозначения: фото В, цифра 1 – частотный преобразователь Danfoss для управления воздуходувкой, 2 – воздуходувка МТ 08-М1С-7.5 (дает основной расход воздуха), 3 – расходомер-счетчик ультразвуковой ИРВИС-РС4М-УЛЬТРА, с датчиками давления и температуры; фото А, цифра 4 – поршневой безмасляный двухступенчатый компрессор Remeza СБ4-100 (дает расход в систему инжекции и генератор аэрозоля), производство в г. Рогачёв, Республика Беларусь. На фото В и Г показана система координат, относительно которой будут описаны результаты экспериментов. На фото Б показано направление векторов скорости V (осевая, аксиальная) и U (тангенциальная, окружная)

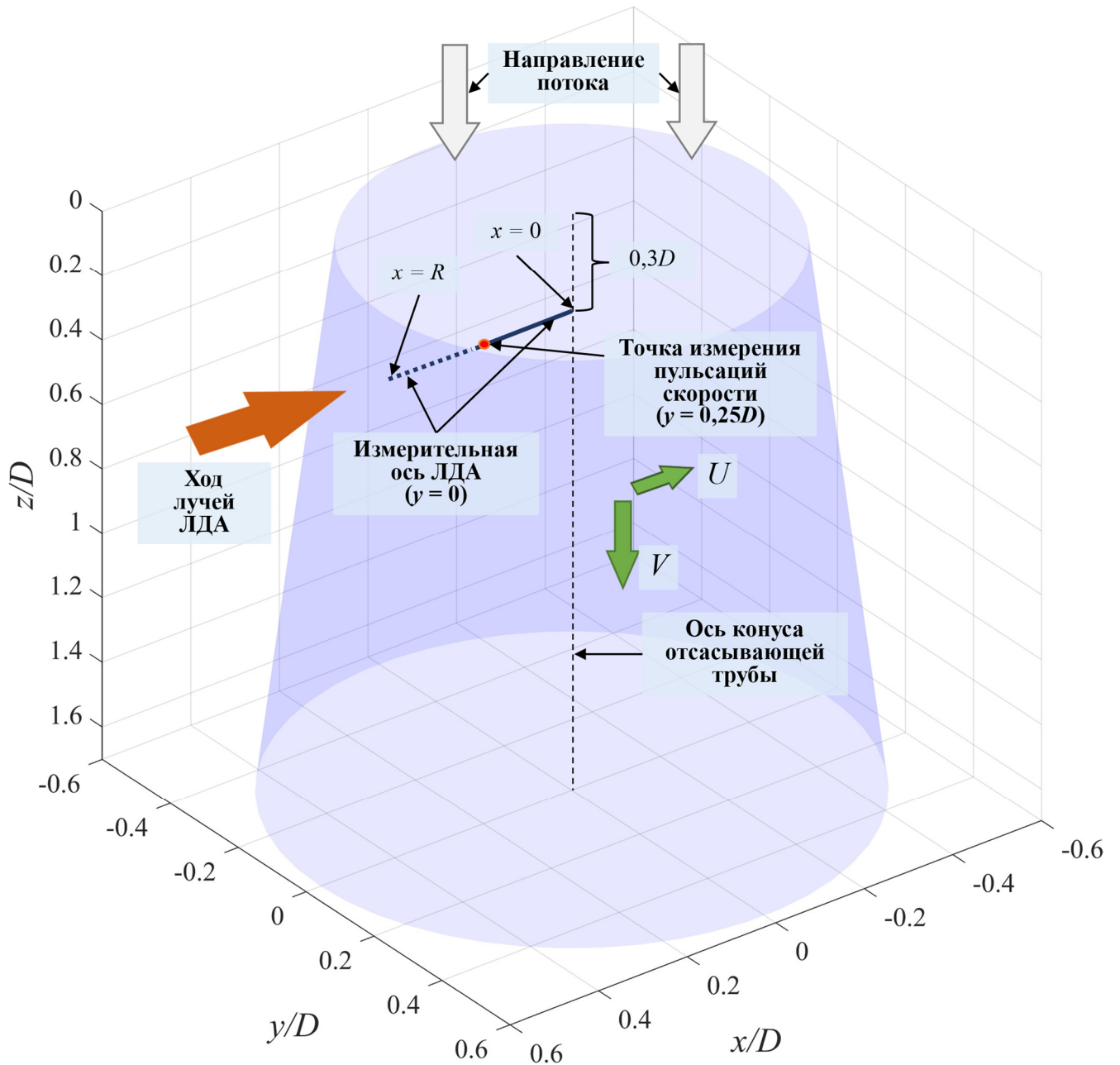


Рисунок 14 – Схема конической части отсасывающей трубы аэродинамического стенда. Показана схема измерений скорости с помощью ЛДА

Атомайзер получает расход от отдельного поршневого безмасляного двухступенчатого компрессора «Remeza СБ4-100», мощностью 2,2 кВт и производительностью 320 л/мин при давлении 8 бар. Расход от атомайзера незначителен относительно общего расхода среды, однако все же расход от засева учитывается при подсчете общего расхода.

Достаточное число N достоверных вспышек (трассеров) для вычисления скорости в точке и ее пульсаций с доверительной вероятностью в 99% в турбулентном потоке при $Re > 10000$ определяется по формуле [186]:

$$N = 2100 \left(\frac{\sqrt{V'^2}}{\bar{V}} \right)^2, \quad (4)$$

где V' – характерное значение пульсаций скорости, \bar{V} – характерная средняя скорость в точке. В точках, не находящихся вблизи зоны с малыми скоростями, отношение $\sqrt{V'^2} / \bar{V}$ составляло примерно 1,0-2,2. Соответственно, по формуле (4), для обеспечения статистической надежности результатов в каждой точке накапливалось не менее 10000 достоверных реализаций для каждой компоненты скорости. В точках с малыми скоростями алгоритмы ЛДА также позволяют корректно определять скорости и по значительно меньшему числу трассеров, порядка 1000 [53]. Время измерения в точке составляло от 10 до 120 секунд, что при характерной частоте ПВЯ 12-15 Гц обеспечивало информацию о более чем 100 периодах его прецессии.

Для проверки корректности измерений перед проведением основных экспериментов был проведен контрольный эксперимент по балансу расхода. Для девяти режимов работы (при фиксированной частоте вращения n_c и варьировании расхода от $0,4Q_c$ до $1,2Q_c$) измеренный ЛДА профиль осевой скорости $V(x)$ интегрировался по сечению для определения расхода Q_{int} :

$$Q_{int} = 2\pi \int_0^R V(x) \cdot x dx.$$

Полученные значения сравнивались с расходом Q , измеренным поверенным ультразвуковым расходомером-счетчиком ИРВИС-РС4М-УЛЬТРА (паспортная относительная погрешность для используемого измерительного диапазона – 1%). Результаты, представленные на Рисунке 15, демонстрируют высокую линейную корреляцию (коэффициент детерминации R^2 равен 0,98) между Q_{int} и Q , что подтверждает корректность и точность проведения ЛДА-измерений в рамках данной работы.

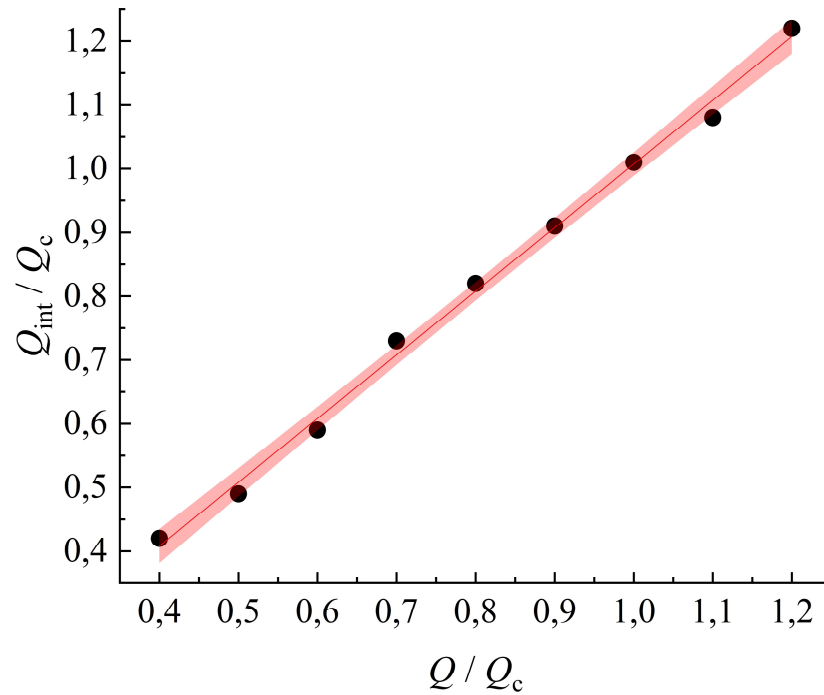


Рисунок 15 – График зависимости расхода, полученного путем интегрирования осевой скорости (ЛДА) от расхода, измеренного ультразвуковым расходомером. Красным цветом построена линейная аппроксимация, показан доверительный интервал в 95%

2.4 Характеристики трассеров для ЛДА и PIV-методов

Методы лазерно-доплеровской анемометрии (ЛДА) и трассерной визуализации (PIV) основаны на измерении скорости специально введенных в поток частиц-трассеров. Корректность измерений значительно зависит от способности трассеров точно следовать за движением среды.

В экспериментах в качестве трассеров использовался аэрозоль вазелинового масла, генерируемый, адаптированным [187] для выполнения задач диссертационной работы, атомайзером Ласкина [187]. Атомайзер представляет собой герметичный сосуд объемом 2 л, в который через сопло малого диаметра (игла инсулинового шприца 27G с диаметром 0,4 мм) подается сжатый воздух от безмасляного компрессора (давление 3 атм, расход 0,1 л/с). Струя воздуха, барботируя через слой масла, создает на границе раздела фаз мелкодисперсный аэрозоль. Образовавшиеся сферические капли масла уносятся потоком воздуха через выходное отверстие и смешиваются с основным потоком задолго до входа в измерительный участок, что обеспечивает их равномерное распределение.

Способность частицы отслеживать поток определяется её инерционностью, которая зависит от размера. Для экспериментального определения дисперсного состава трассеров, попадающих в рабочий участок, был проведен отдельный эксперимент. С помощью тонкого пробоотборника диаметром 3 мм пробы аэрозоля отбирались в различных точках конической части отсасывающей трубы: на периферии и в приосевой области на расстоянии $0,3D$ от рабочего колеса. Анализ проб проводился с помощью газового спектроанализатора частиц (ОСА) при времени накопления статистики 10 с (30–60 тыс. частиц на пробу). Эксперимент выполнялся в режиме с развитым ПВЯ (расход $0,5Q_c$, частота вращения n_c).

На Рисунке 16 приведены характерные гистограммы распределения частиц по их радиусам, нормированные на общее число частиц, т.е. гистограммы описывают плотность вероятности обнаружить частицу с каким-либо радиусом. Полученные гистограммы демонстрируют, что дисперсный состав аэрозоля является достаточно однородным. Средний радиус трассеров составляет порядка 1 мкм, при этом основная масса частиц (разброс) находится в диапазоне от 0,5 до 3 мкм. Распределения, снятые в разных точках сечения, статистически близки, что свидетельствует о хорошем перемешивании аэрозоля с основным потоком.

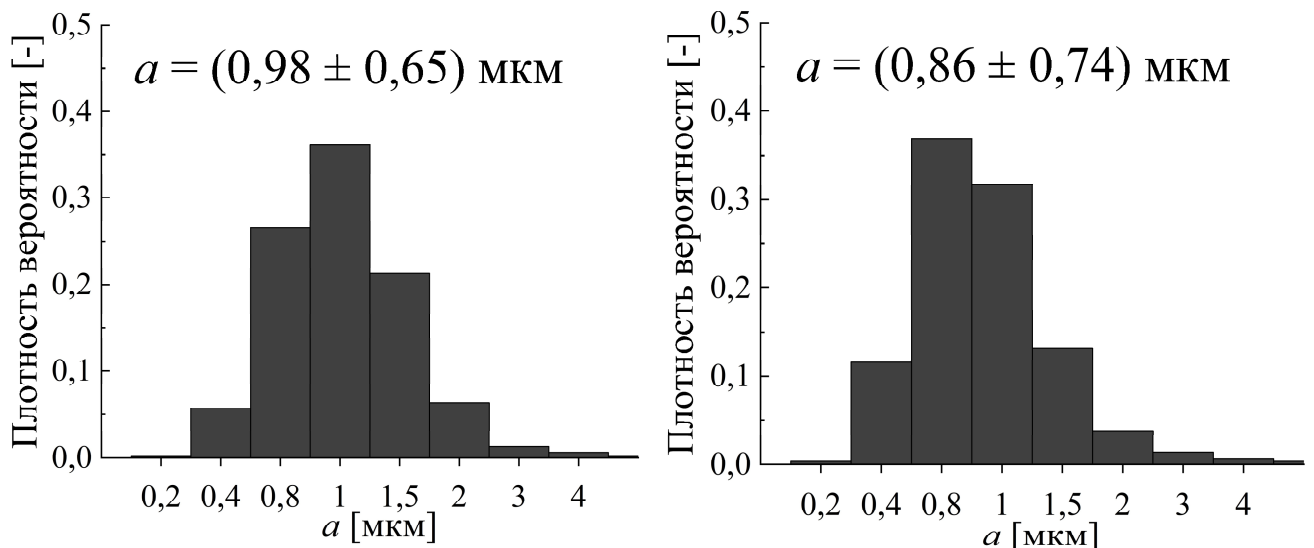


Рисунок 16 – Плотности вероятности для трассеров различных размеров. Справа – проба отбиралась на периферии. Слева – проба отбиралась в приосевой области. Обе пробы отобраны на расстоянии $0,3D$ от рабочего колеса

Размер трассера имеет важное значение, ведь слишком крупные трассеры вносят свой вклад в течение, делая его многофазным [163]. Слишком мелкие трассеры сложно фиксировать методами PIV и ЛДА. Количественной мерой пригодности частицы быть трассером в потоке является число Стокса St , представляющее соотношение между кинетической энергией трассеров и энергией их взаимодействия со средой [163]. Для сферических частиц в газовой среде с учётом поправки Кенингема-Милликена C , характеризующей степень разреженности воздуха, число Стокса определяется как [163]:

$$St = \frac{2\rho C W a^2}{9\mu D}, \quad (5)$$

где ρ – плотность вазелинового масла при рабочей температуре 296 К, $a = 1$ мкм – характерный радиус трассера, $W = 2,8$ м/с – характерная скорость потока (среднерасходная скорость при расходе $0,5Q_c$), μ – динамическая вязкость воздуха при рабочей температуре 296 К, D – характерный масштаб течения, в нашем случае – диаметр входной части конуса 100 мм. Коэффициент C определяют по справочным таблицам после определения радиуса трассеров. Для радиуса трассера 1 мкм, $C = 1,16$ [188]. Подстановка параметров дает значение $St = 3,5 \cdot 10^{-4}$. Условием адекватного отслеживания частицами пульсаций потока является $St \ll 1$ [163]. Полученное значение на три порядка меньше единицы, что подтверждает пренебрежимо малую инерционность используемых трассеров и их пригодность для измерений как средних, так и пульсационных характеристик скорости в рамках данного исследования.

Следует отметить, что достичь нейтральной плавучести трассеров (равенства плотности частицы и газа) в аэродинамическом эксперименте невозможно ввиду различия плотностей на три порядка. Тогда есть риск влияния инерционности частиц на измерения, но для дозвуковых течений ($Ma \ll 1$), характерных для данной работы, инерционность трассеров при $St \ll 1$ почти не влияет на результаты измерений [189,190]. Оптимальным размером трассера в аэродинамическом эксперименте считается 1-3 мкм [190], такие же размеры трассеров были и в экспериментах, представленных в диссертационной работе.

2.5 Пульсации давления

Для количественной оценки пульсаций давления, генерируемых крупномасштабными вихревыми структурами, на стенках отсасывающей трубы были установлены четыре конденсаторных микрофона «Behringer ECM 8000». Сигналы с микрофонов усиливались предусилителями «Microgain M200» и оцифровывались с помощью аналогово-цифрового преобразователя «NI-6003» с частотой дискретизации 1 кГц. Длительность записи в одном эксперименте составляла 180 с, что при характерной частоте ПВЯ 12 Гц [53] обеспечивало информацию о более чем 2000 периодах, достаточную для достоверного статистического и спектрального анализа. Для выделения полезного сигнала, связанного с низкочастотными вихревыми явлениями, исходные данные пропускаясь через фильтр низких частот с граничной частотой 50 Гц. Для минимизации возмущения потока и увеличения соотношения сигнал/шум использовались выносные отборники давления в виде тонких трубок длиной $3D$ и внутренним диаметром $0,02D$. В исследуемом низкочастотном диапазоне (до 50 Гц) автором диссертации проверено [191], что такие отборники практически не искажают амплитудно-частотную и фазо-частотную характеристики сигнала, передаточная функция почти равна единице [170,191]. Погрешность определения доминирующих частот в спектрах сигналов не превышала 0,5 Гц. Такая погрешность обусловлена большими временами записи сигнала, высокой частотой дискретизации относительно исследуемых частот.

Микрофоны устанавливались в двух конфигурациях (Рисунки 8 и 9):

– Конфигурация «4×1»: четыре микрофона в одном поперечном сечении на расстоянии $1,5D$ от рабочего колеса, равномерно по азимуту (шаг 90°).

– Конфигурация «2×2»: две пары микрофонов, установленных диаметрально противоположно в двух сечениях: на расстояниях $0,5D$ и $1,5D$ от рабочего колеса.

Обработка в конфигурации «4×1». Разложение по азимутальным модам.

Наличие четырёх датчиков в одном сечении (Рисунок 9) позволяет выполнить разложение поля пульсаций давления в ряд по азимутальным пространственным

модам. Комплексная амплитуда m -ой азимутальной моды вычисляется по формуле [192]:

$$\hat{p}_m(t) = \sum_{k=1}^4 p_k(t) \exp\left(i2\pi m \frac{k}{4}\right), \quad (6)$$

где p_k это сигнал давления с k -го датчика и $m = 0, 1, 2$ – номер азимутальной моды. Физический смысл мод: $m = 0$ – синхронная (осесимметричная) мода; $m = 1$ – описывает динамику ПВЯ, а мгновенной амплитуде и фазе ПВЯ сопоставляется модуль и аргумент комплексного числа \hat{p}_1 , соответственно [193]; $m = 2$ – мода, вероятно связанная с формированием двойной вихревой структуры [67]. Данное разложение позволяет однозначно идентифицировать ПВЯ в потоке, а также определить его частоту и амплитуду в относительных единицах и сделать количественную оценку эффективности управления ПВЯ. Алгоритм разложения на азимутальные моды был переложен в программный код для ЭВМ (с участием автора диссертации), что подтверждается соответствующим свидетельством о государственной регистрации программы ЭВМ [194].

Обработка в конфигурации «2×2». В данной конфигурации (Рисунок 8) для выделения сигнала ПВЯ использовался анализ разностного сигнала между двумя противоположно расположенными микрофонами в каждом сечении, что позволяет подавить синфазные помехи. Доминирующий пик в спектре разностного сигнала в диапазоне 5–25 Гц идентифицировался как частота прецессии ПВЯ.

Спектральная плотность мощности (СПМ, PSD) описывает, как мощность сигнала распределяется по частоте. Мощность может быть реальной физической мощностью или, как в диссертационном исследовании, отождествляется с квадратичным значением сигнала. В работе для нахождения СПМ сигнала применялись периодограммы Уэлча с окном Ханна шириной 3 секунды (1/60 реализации сигнала) и перекрытием окон, равным 50%. Окно позволяет ослабить эффекты из-за боковых лепестков спектра и уменьшить смещение оценки СПМ. Перекрытие окон дает увеличить число усредняемых сегментов при заданной длине реализации сигнала, что уменьшает дисперсию оценки СПМ.

Предварительная обработка данных с датчиков в режиме с ПВЯ выполнялась с помощью прямоугольного окна, окна Ханна и окна Кайзера. Прямоугольное окно имеет узкую основную полосу и высокие боковые лепестки. Оно может разрешить близко расположенные по частоте тона, если они имеют схожую энергию, но не сможет найти более слабый тон. Окно Ханна с высоким уровнем подавления боковых лепестков, минимизирующим спектральную утечку, имеет широкую главную полосу, в которой близкие частоты размазаны. Окно Кайзера подходит для разделения нескольких компонент с близкими частотами, но существенно различными амплитудами. Для оценки эффективности системы управления ПВЯ важна амплитуда пульсаций давления, и решено было выбрать окно Ханна.

Для обеспечения корректности количественных сравнений сигналов от разных датчиков была проведена их относительная калибровка с помощью подачи основного потока. В основе процедуры лежало предположение об осевой симметрии течения в конусе. С помощью написанной программы в MATLAB в режиме реального времени визуализировались сигналы и накапливаемые гистограммы распределения амплитуд с каждого микрофона. Наглядно процесс калибровки можно видеть на Рисунке 17. Пример калибровки показан для конфигурации «2×2». «Исходный сигнал с микрофонов» – показан начальный, неизменный сигнал. Приведение сигнала осуществляется посредством включения на предусилителе сдвига фаз, в случае двух микрофонов этот сдвиг равен π радиан (т.к. они расположены друг напротив друга). Сдвиг необходим для корректного построения гистограммы плотности вероятности для сигнала, чтобы сигнал стал синфазным. Гистограмма обновляется в режиме реального времени каждые 3 секунды и регулировкой коэффициентов усиления достигается совпадения гистограмм микрофонов, после чего, процесс калибровки завершается. Совпадение гистограмм свидетельствует о выравнивании передаточных функций измерительных каналов. Калибровка исключает фактор постороннего влияния на сигнал пульсаций давления и позволяет сравнивать сигналы с разных датчиков, выполнять их дальнейший спектральный анализ. Данная процедура выполнялась перед каждым экспериментом.

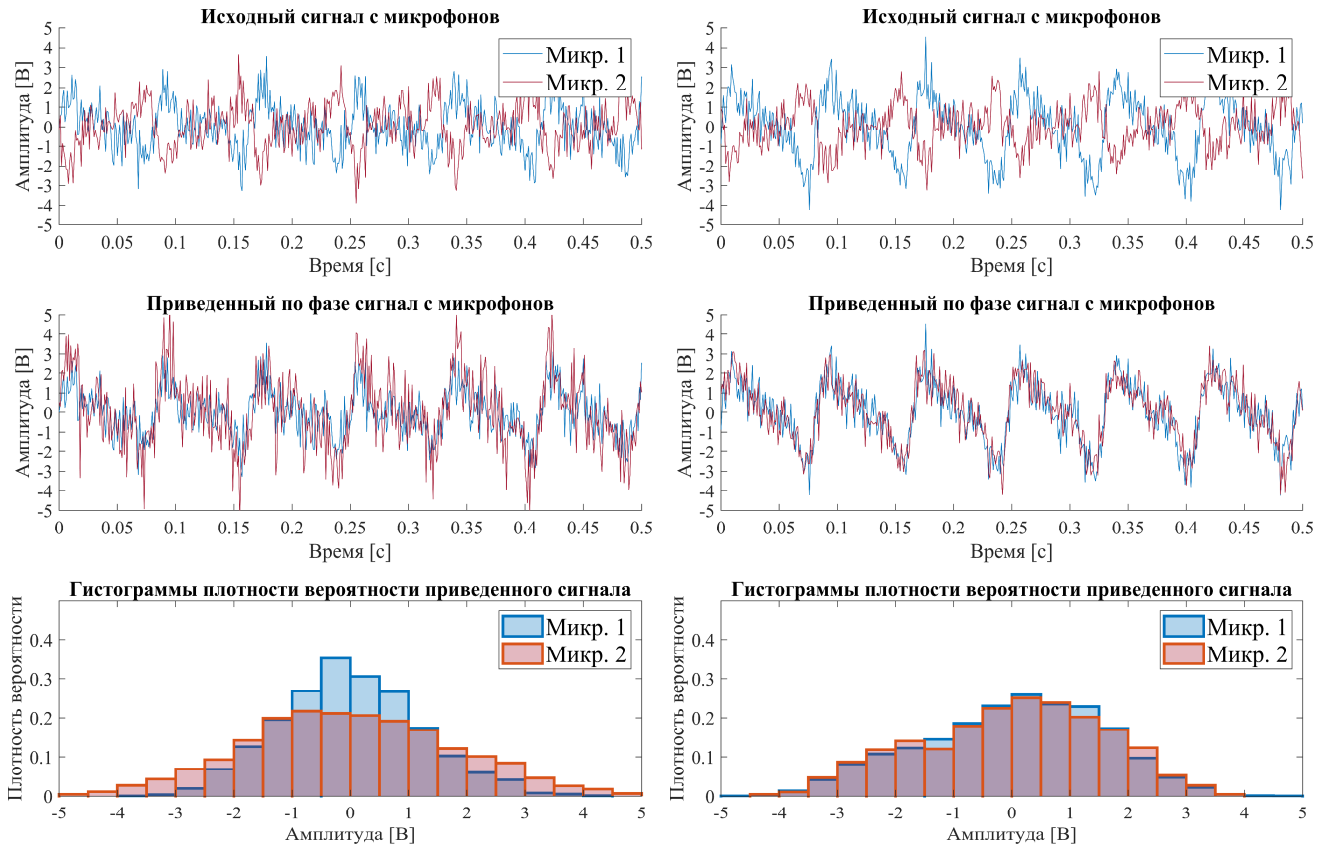


Рисунок 17 – Калибровка акустических датчиков (микрофонов). Слева – неоткалиброванные микрофоны, справа – откалиброванные

2.6 Пульсации скорости

ЛДА позволяет измерять не только среднюю, но и пульсационную составляющую скорости в точке. ПВЯ представляет собой концентрированную вихревую структуру с резко отличными от среднего поля значениями скорости. Следовательно, периодическое прохождение ядра ПВЯ через фиксированную точку в потоке должно вызывать характерные синхронные всплески в сигнале пульсаций скорости. Анализ этих пульсаций предоставляет независимый от акустических измерений метод определения частоты и относительной амплитуды ПВЯ, что служит важной верификацией данных, полученных по пульсациям давления.

Принципиальное отличие сигнала ЛДА от сигнала микрофонов заключается в его неравномерной дискретизации по времени: моменты поступления данных определяются случайными моментами прохождения трассеров через

измерительный объем. Классическое спектральное оценивание (например, периодограмма Уэлча) требует равномерной временной сетки и его прямое применение к начальным данным ЛДА невозможно без дополнительной интерполяции, которая может внести методические искажения. Альтернативой является использование периодограммы Ломба-Скаргла [195] – специализированного метода для выявления периодичностей в данных с неравномерной выборкой. Данный метод был применен для получения спектров мощности сигналов пульсаций скорости, зарегистрированных ЛДА, что позволило избежать артефактов, связанных с ресемплированием данных.

В ходе предварительных тестовых экспериментов было установлено, что наиболее выраженный периодический сигнал, связанный с прохождением ядра ПВЯ, наблюдается в пульсациях тангенциальной компоненты скорости в точке, расположенной на расстоянии $0,25D$ вбок от оси конической части отсасывающей трубы и на расстоянии вдоль оси $0,3D$ от рабочего колеса (Рисунок 14). Это согласуется с ожидаемой траекторией прецессии вихря. Хотя периодичность прослеживается и в осевой компоненте, сигнал в тангенциальной компоненте является более четким, что физически объясняется преобладающим вкладом вращательного движения вихря именно в эту составляющую скорости.

На Рисунке 18 представлено прямое сравнение спектров мощности пульсаций давления (от микрофонов в конфигурации «4×1») и пульсаций тангенциальной скорости (от ЛДА и PIV) для эталонного режима с развитым ПВЯ (частота вращения рабочего колеса – n_c , расход – $0,5Q_c$). Во всех спектрах наблюдается доминирующий пик на идентичной частоте $0,4n_c$. Совпадение частотных характеристик, полученных принципиально разными методами (контактным измерением давления на стенке и бесконтактным измерением скорости в объеме потока), является убедительным доказательством:

– Вихревой природы источника пульсаций: низкочастотные пульсации давления на стенке действительно генерируются крупномасштабной прецессирующей вихревой структурой в потоке;

– Достоверности экспериментальных данных: методы независимой диагностики дают непротиворечивые результаты, что подтверждает корректность всей измерительной методики.

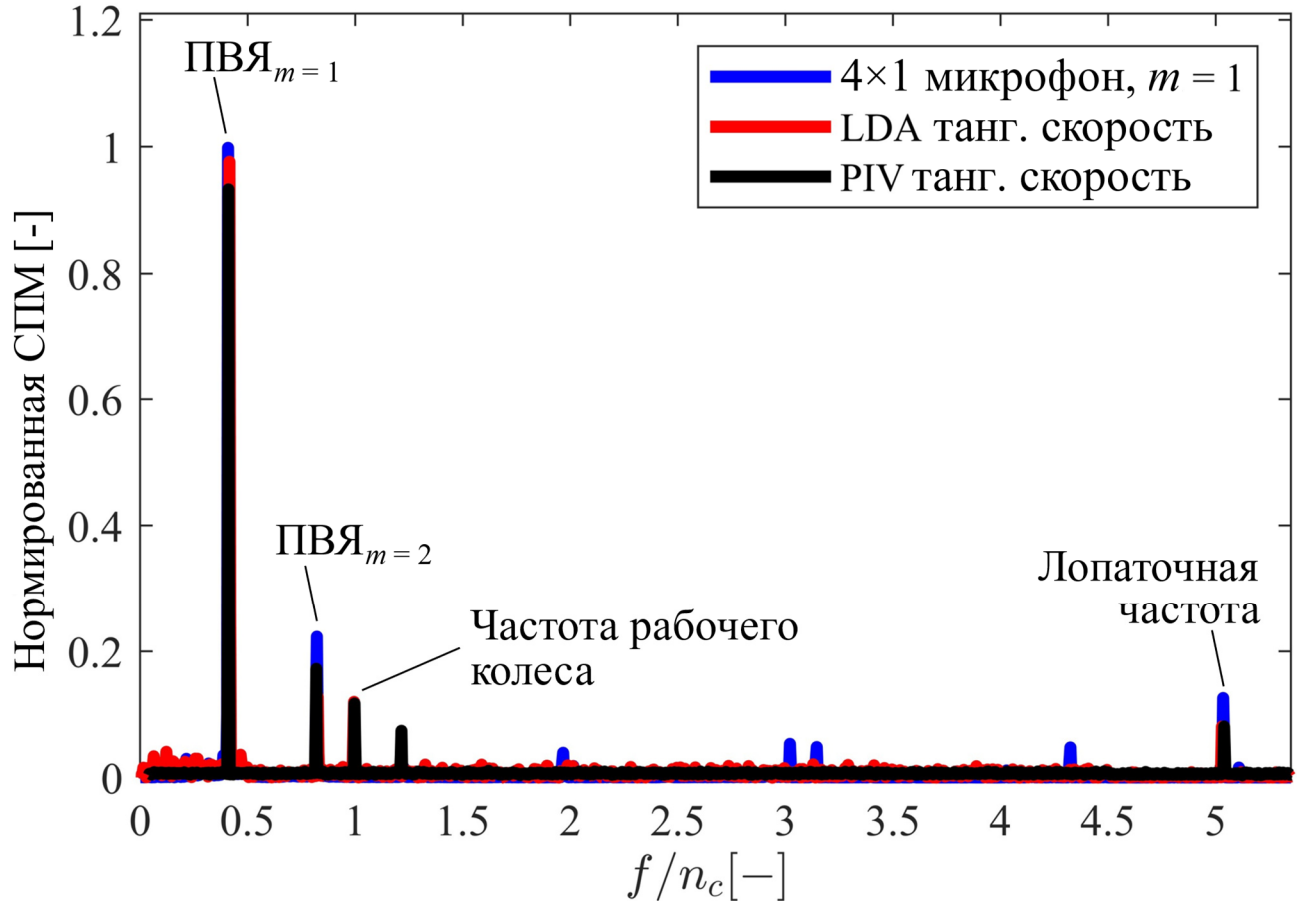


Рисунок 18 – Сравнение спектров пульсаций давления (от микрофонов), и пульсаций скоростей (от ЛДА и PIV).

Таким образом, спектральный анализ нерегулярных временных рядов пульсаций скорости, измеренных ЛДА, с использованием периодограммы Ломба-Скаргла представляет собой независимый и надежный метод диагностики частоты ПВЯ, что подтверждает вихревую природу источника пульсаций давления и общую достоверность экспериментальных данных.

2.7 Анемометрия по изображениям частиц (PIV)

Анемометрия по изображениям частиц (PIV – Particle Image Velocimetry) применялась для получения мгновенных полей скорости в заданном сечении потока. В работе использовалась двухкомпонентная (2D) планарная конфигурация.

Выбор планарной, а не стереоскопической (3D) схемы обусловлен наличием обширной базы данных ЛДА-измерений, которая позволяет верифицировать результаты, а также тем, что для исследования пространственной структуры ПВЯ ключевой является информация о распределении скорости в одной плоскости, перпендикулярной оси трубы. Методы ЛДА и PIV взаимно дополняют друг друга: если ЛДА предоставляет высокочастотные временные ряды осевой и тангенциальной компонент скорости в точках, то PIV дает пространственные распределения радиальной и тангенциальной компонент скорости в плоскости, что важно для анализа геометрии прецессирующего вихря.

Схема PIV-эксперимента представлена на Рисунке 19.

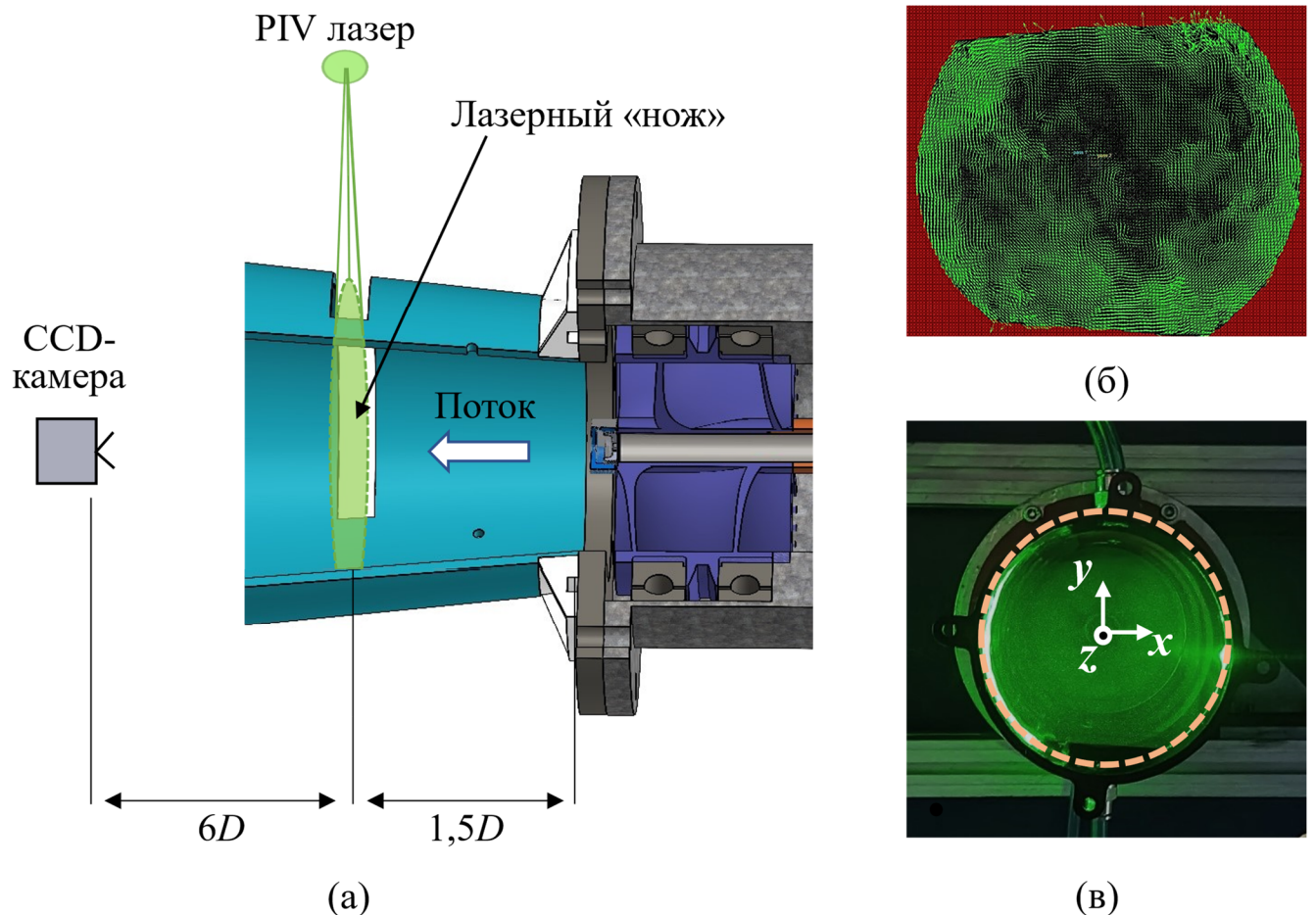


Рисунок 19 – Схема проведения PIV-эксперимента. (а) экспериментальная установка и PIV-система; (б) пример векторного поля, полученного после обработки одного из PIV-снимков; (в) фотография хода эксперимента с указанием расположения координатных осей относительно измерительного сечения. Лазерный «нож» направлен слева направо, видны подсвечиваемые трассеры

Плоскость измерений формировалась лазерным «ножом» и располагалась на расстоянии $1,5D$ от рабочего колеса, что соответствовало положению массива микрофонов и позволяло напрямую коррелировать структуру течения с измеряемыми пульсациями давления. Размер измерительной области составил 1850×1850 пикселей. Хотя оптический доступ ограничивал размер поля зрения, оно полностью охватывало зону прецессии вихря, что было подтверждено предварительными ЛДА-измерениями [146].

В состав измерительного комплекса PIV (фирма «ПОЛИС», Новосибирск) входили: импульсный сдвоенный Nd:YAG-лазер «VLITE-НI-100 Beamtech» (энергия импульса до 200 мДж, частота следования пар импульсов до 100 Гц), CCD-камера «JAI SP-5000M-CXP2» (разрешение 2560×2048 пикселей) с объективом Nikon SIGMA 50mm f/2,8D, синхронизатор и система охлаждения. Засев потока трассерами осуществлялся тем же генератором аэрозоля, что и для ЛДА (см. п. 2.4). Частота съемки (100 Гц) и длительность серий (5000 пар кадров, 50 секунд) были выбраны на основе предварительных тестов и обеспечивали разрешение более 660 периодов ПВЯ при его характерной частоте 12-15 Гц, что достаточно для статистически достоверного фазового осреднения. Увеличение числа кадров не дает принципиально новой информации о потоке, при этом, возрастает время обработки эксперимента.

В ходе предварительных экспериментов были оптимизированы ключевые параметры:

- Плотность трассеров: 5–7 частиц на расчетную область размером 64×64 пикселя, в соответствии с рекомендациями в [196];
- Средний размер частиц на изображении: 1–2 пикселя, в соответствии с [197];
- Время между импульсами лазера в паре: 100 мкс, что обеспечивало смещение частиц не более $1/4$ размера расчетного окна.
- Пространственное разрешение: примерно 1,2 вектора/мм.

Обработка изображений с целью получения полей скоростей проводилась в программном комплексе «MATLAB» с использованием дополнительного хорошо

zareкомендовавшего себя, с точки зрения производительности, программного пакета «PIVlab» [198,199]. Процедура включала следующие этапы:

– Предобработка для улучшения соотношения сигнал/шум: вычитание из изображений фоновой интенсивности, наложение маски на области вне течения, повышение контраста методом CLAHE (Contrast-Limited Adaptive Histogram Equalization) с окном осреднения в 20 пикселей;

– Кросскорреляционный анализ: итерационный алгоритм на основе быстрого преобразования Фурье с двумя проходами и размерами окон 64×64 и 32×32 пикселя с 50%-ным перекрытием, что позволило расширить измеряемый динамический диапазон скоростей. Положение пика кросскорреляционной функции уточнялось Гауссовой аппроксимацией;

– Постобработка: отсев не более 5% векторов по критериям локального медианного значения и абсолютной величины скорости (с опорой на данные ЛДА). Отброшенные вектора восстанавливались линейной интерполяцией.

Данная методика позволила получать достоверные поля скорости для последующего анализа структуры ПВЯ и ее модификации под действием системы управления.

2.8 Спектральный метод главных компонент

Для анализа пространственно-временной структуры течения и выделения энергонесущих когерентных вихревых структур (таких как ПВЯ) по данным PIV-измерений в работе применялся спектральный метод главных компонент (Spectral Proper Orthogonal Decomposition, SPOD). Данный метод представляет собой развитие классического POD (Proper Orthogonal Decomposition) и предназначен для анализа нестационарных периодических или квазипериодических процессов в турбулентных течениях. Метод POD основан на поиске оптимального базиса, который наилучшим образом приближает выборку полей пульсаций скорости по методу наименьших квадратов.

Классические методы понижения размерности, такие как POD и DMD (Dynamic Mode Decomposition), успешно используются для выделения

преобладающих пространственных структур [200–202]. Однако их применение может быть затруднено, если исследуемые когерентные структуры (например, ПВЯ) имеют сравнительно низкую энергию, маскируются общим турбулентным фоном или сосуществуют со структурами со схожими временными масштабами [203]. SPOD преодолевает этот недостаток, вводя дополнительное временное (спектральное) ограничение, что позволяет четко разделить моды, соответствующие различным характерным частотам течения. Метод обеспечивает плавный переход от энергетически оптимального разложения (POD) к спектрально чистому (разложению Фурье), регулируя ширину временного окна (фильтра) анализа. Данный параметр может быть оценен по основным временным масштабам потока. Имеется ряд примеров, когда только SPOD позволяет выделить и корректно разделить по частотам различные когерентные вихревые структуры [203], которые либо скрыты в стохастических турбулентных пульсациях, либо распространяются в широком диапазоне частот. Алгоритмическая сложность и вычислительные затраты на SPOD лишь незначительно превышают таковые для POD.

Алгоритм SPOD применяется к пульсационной составляющей поля скорости, полученного из PIV-измерений. Исходное мгновенное поле скоростей $\mathbf{U}(\mathbf{x}, t)$ представляется в виде суммы осредненного по времени поля $\bar{\mathbf{U}}(\mathbf{x})$ и пульсаций $\mathbf{U}'(\mathbf{x}, t)$, которая затем представляется в произведение двух функций:

$$\mathbf{U}(\mathbf{x}, t) = \bar{\mathbf{U}}(\mathbf{x}) + \mathbf{U}'(\mathbf{x}, t) = \bar{\mathbf{U}}(\mathbf{x}) + \sum_{i=1}^N a_i(t) \Phi_i(\mathbf{x}), \quad (7)$$

где \mathbf{x} – вектор пространственных координат, N – число пар анализируемых PIV-кадров, $a_i(t)$ – временные коэффициенты, $\Phi_i(\mathbf{x})$ – пространственные моды. Дальнейшее разложение выполняется только для пульсационной составляющей $\mathbf{U}'(\mathbf{x}, t)$. Среднее поле вычисляется по N PIV-кадрам. Далее строится корреляционная матрица для $\mathbf{U}'(\mathbf{x}, t)$, между отдельными кадрами (временная корреляция):

$$R_{i,j} = \frac{1}{N} \langle \mathbf{U}'(\mathbf{x}, t_i), \mathbf{U}'(\mathbf{x}, t_j) \rangle, \quad (8)$$

где $\langle \dots \rangle$ – означает вычисление скалярного произведения, в общем случае, в гильбертовом пространстве L^2 . Ключевой этап SPOD – спектральная фильтрация корреляционной матрицы \mathbf{R} для выделения динамики в определенном частотном диапазоне. В зависимости от ширины фильтра N_f (измеряется в количестве кадров) возможно непрерывно переходить от классического POD к дискретному преобразованию Фурье, чем длиннее окно осреднения (ширина фильтра), тем ближе к Фурье-анализу: хорошее разрешение по частоте мод, низкое разрешение по энергиям. Отфильтрованная корреляционная матрица $\mathbf{S}_{i,j}$:

$$\mathbf{S}_{i,j} = \sum_{k=-N_f}^{N_f} g_k \mathbf{R}_{i+k,j+k}. \quad (9)$$

Приведенный выше фильтр – симметричный фильтр длины $2N_f + 1$ с конечным импульсным откликом и функцией коэффициентов фильтра g . В диссертационной работе, на основе рекомендаций в [203], для построения функции g был выбран цифровой фильтр Гаусса, который имеет гладкую характеристику во временной и частотной областях. Дальнейшая процедура SPOD аналогична классическому POD.

Временные коэффициенты и пространственные моды, указанные в (7), находят как решение задачи на собственные значения для отфильтрованной корреляционной матрицы:

$$\mathbf{S}a_i = \lambda_i a_i. \quad (10)$$

Собственные значения λ_i , отсортированные по убыванию, отождествляются с энергией i -ой пространственной моды. Поскольку имеем дело с реальными PIV-данными, то собственные вектора, временные коэффициенты a_i , являются ортогональными. Пространственные моды находят как проекцию пульсаций скорости (PIV-снимков за вычетом среднего поля) на временные коэффициенты:

$$\Phi_i(\mathbf{x}) = \frac{1}{N\lambda_i} \sum_{j=1}^N a_i(t_j) \mathbf{U}'(\mathbf{x}, t_j). \quad (11)$$

После нахождения пространственных мод (11) и временных коэффициентов (10), возможно реконструировать полное поле скорости используя только первые несколько мод, которые являются самыми энергонесущими и отражают ключевые особенности течения. Реконструкция выполняется по формуле (7). Чем больше слагаемых в сумме, тем сильнее реконструкция совпадает с исходным полем скорости.

Важным практическим вопросом является выбор ширины N_f фильтра для SPOD-анализа. Подробные исследования [203] показали, что размер фильтра должен охватывать временной интервал, в течение которого интересующие когерентные структуры демонстрируют постоянную динамику. Подходящим выбором для этого временного интервала являются характерные временные масштабы потока. Это либо один период доминирующего колебания, либо время, необходимое для конвекции структуры на типичном масштабе длины потока. При $N_f = 0$ будет классический POD-анализ, при $N_f = N$ – дискретное преобразование Фурье.

В рамках SPOD важной задачей является идентификация пар мод, описывающих единые когерентные структуры. Такие пары аналогичны паре синус-косинус в преобразовании Фурье или действительной и мнимой частям мод DMD. SPOD-анализ не позволяет определить связь между такими парами мод, и ее приходится получать уже после проведения SPOD-анализа. Необходимость объективного и количественного определения степени связанности мод обусловлена тем, что в сложных турбулентных течениях несколько когерентных структур могут сосуществовать, накладываться по частотам и энергиям, что затрудняет их разделение и интерпретацию. Визуальный анализ пространственных мод и фазовых портретов (фигур Лиссажу), применяемый в классическом POD, является субъективным и трудоёмким. Предлагаемый алгоритм использует аппарат DMD для спектрального анализа временных коэффициентов SPOD и вычисления меры гармонической корреляции (CI), что позволяет автоматически и надёжно идентифицировать пары мод, соответствующие единым физическим структурам.

Таким образом, для количественной оценки степени связанности мод (гармонической корреляции) предлагается следующий алгоритм [203].

1. Применение DMD к коэффициентам SPOD: предполагается, что временная эволюция вектора коэффициентов SPOD $a(t)$ описывается линейным оператором T :

$$\mathbf{a}(t + \Delta t) = \mathbf{T}\mathbf{a}(t). \quad (12)$$

2. Для аппроксимации оператора формируются матрицы сдвинутых по времени данных X и Y ($t_k - t_{k-1} = \Delta t$):

$$X = [a(t_1), a(t_2), \dots, a(t_{N-1})], Y = [a(t_2), a(t_3), \dots, a(t_N)]. \quad (13)$$

3. Аппроксимация линейного оператора эволюции: предполагается, что $Y \approx TX$. Оператор T вычисляется через псевдообращение:

$$T = YX^\dagger, \quad (14)$$

где \dagger обозначает псевдообращение Мура–Пенроуза. Это соответствует решению задачи наименьших квадратов (минимизация $\|TX - Y\|$).

Физический смысл: оператор T отражает линейные причинно-следственные связи между модами на одном шаге по времени. Его собственные значения и векторы раскрывают собственные частоты и формы колебаний, присущие системе из этих мод.

4. Отбор физически значимых мод для подавления шума: для подавления шума в расчёте оператора T учитываются только моды с достаточным отношением сигнал/шум. Порог отбора определяется через долю энергии, разрешаемой SPOD:

$$\varepsilon(N_c) = \frac{\sum_{k=1}^{N_c} \mu_k}{\sum_{k=1}^N \mu_k}, \quad (15)$$

где μ_k – энергия k -й моды SPOD. Обычно сохраняются моды до достижения $\varepsilon(N_c) = 0,95$. В текущей работе был выбран тот же порог.

5. Решение спектральной задачи на оператор T : вычисляются собственные значения ν_i и собственные векторы c_i :

$$\mathbf{T}c_i = \nu_i c_i. \quad (16)$$

Каждое собственное значение ν_i содержит информацию о частоте ω_i и инкременте роста σ_i :

$$\frac{\ln(\nu_i)}{\Delta t} = \sigma_i + i\omega_i. \quad (17)$$

Элементы собственного вектора $c_{i,j}$ отражают вклад j -го коэффициента SPOD в динамику с частотой ν_i :

$$a_j(t) = \sum_{i=1}^{N_c} c_{i,j} e^{(\sigma_i + i\omega_i)t}. \quad (18)$$

6. Расчёт меры гармонической корреляции: степень динамической связанности (гармонической корреляции) мод i и j вычисляется через мнимую часть суммы попарных произведений их спектральных вкладов:

$$CI = C_{i,j} = \text{Im} \left\{ \sum_{k=1}^{N_c} c_{k,i} c_{k,j}^* \text{sgn}(\text{Im}(\nu_k)) \right\}, \quad (19)$$

где $*$ обозначает комплексное сопряжение, а sgn учитывает наличие комплексно-сопряжённых пар в спектре DMD. Нормализация выполняется так, что $(c_i, c_i) = 1$.

7. Идентификация пар связанных мод: пары мод, соответствующие единой когерентной структуре, являются локальными максимумами в матрице $C_{i,j}$.

Процедура идентификации:

- Найти пару индексов (i, j) , для которой $|C_{i,j}|$ максимальна;
- Записать эту пару как связанную, описывающую одну когерентную структуру;
- Обнулить i -ю строку и j -й столбец матрицы C , чтобы исключить эту пару из последующего поиска;
- Повторять предыдущих три шага, пока все значимые пары не будут выявлены.

8. Определение средней частоты структуры: для идентифицированной пары мод (i, j) средняя частота вычисляется как взвешенная сумма частот, соответствующих наибольшим вкладам в эту пару:

$$f = \frac{\sum_{i=1}^n \text{Im} \{ \ln(v_i) \} \tilde{c}_i}{2\pi\Delta t \sum_{i=1}^n \tilde{c}_i}, \quad \tilde{C}_k = c_{k,i}^2 + c_{k,j}^2 \quad (20)$$

где \tilde{C}_k – энергетический вклад k -ой собственной частоты в пару.

9. Расчёт относительной энергии пары мод: доля энергии, приходящаяся на идентифицированную пару, определяется как:

$$K = \frac{\mu_i + \mu_j}{\sum_{k=1}^{N_c} \mu_k}. \quad (21)$$

Таким образом, предложенный алгоритм позволяет объективно выявлять связанные моды SPOD, количественно оценивать степень их гармонической корреляции и определять частотные характеристики соответствующих когерентных структур, что существенно упрощает интерпретацию результатов разложения.

Может показаться, что SPOD – это просто метод на основе полосовой фильтрации режимов POD, однако это не так. Апостериорная фильтрация режимов POD отсекает части временной динамики, которые игнорируются в дальнейших исследованиях. В случае SPOD – фильтр применяется до разложения. Таким образом, фильтр переносит динамическое содержание, удаленное из одной моды, в другие моды. Иными словами, все динамическое содержание по-прежнему представлено в разложении, но оно перераспределяется между модами. Более того, SPOD может «найти» режимы, которые были скрыты в шуме или смешаны с другими режимами. Данная возможность SPOD-анализа важна в проведенных экспериментах, поскольку изучается уровень снижения амплитуды пульсаций от ПВЯ путем актуации потока. Важно четко понимать действительно ли удалось заметно подавить ПВЯ или же пульсации от ПВЯ скрыты общим турбулентным «шумом». Этим обстоятельством и обусловлен выбор данного метода для обработки полей скоростей из PIV-экспериментов.

2.9 Критерии идентификации вихрей

Количественный анализ пространственных характеристик крупномасштабных вихрей по данным PIV требует применения надежного и устойчивого к шуму алгоритма идентификации. Качественно можно сказать, что вихревые структуры обладают ненулевой завихренностью, давление по мере приближения к центру вихря снижается, линии тока замыкаются или имеют спиральную форму [204]. Количественно, вихревые структуры идентифицируют с помощью различных критериев, как правило, основанных на минимуме давления вблизи ядра вихря. Наиболее распространённые критерии – это Q-критерий и λ_2 -критерий. Q-критерий является вторым инвариантом тензора градиента скорости и характеризует уровень превышения локальной скорости вращения над скоростью деформации. Критерий вихря: $Q > 0$. Из недостатков – условие $Q > 0$ не является достаточным для минимума давления в области вихря и не ясно сжимается или расширяется среда. λ_2 -критерий, наоборот, опирается на минимум давления в вихревой области и характеризует область превышения вихревого движения над средним полем в конкретной плоскости (Q-критерий – во всех направлениях). Оба критерия не применимы для сжимаемых течений [204]. Существуют и иные критерии, опирающиеся не на давление, а на форму линий тока. Количественно это сводится к определенным условиям на собственные значения тензора градиента скорости.

В любом PIV-эксперименте при расчете полей скоростей имеются шум, погрешности из-за неопределенностей, связанных с алгоритмами анализа смещений трассеров. Этот шум, в совокупности с мелкомасштабной турбулентностью, присущей любому реальному полю течения, а также сильная закрутка потока, делают существенно затруднительной идентификацию вихрей с помощью вышеописанных критериев. В CFD-расчете данная трудность почти не возникает. Облегчить задачу идентификации вихря можно путем получения в эксперименте трехмерного поля скорости методами Stereo-PIV или Tomo-PIV. Однако, поскольку в диссертационном исследовании уже получены двухмерные

поля в планарном PIV-эксперименте, то было проведено дополнительное изучение методик идентификации вихрей в данном случае.

В качестве такой методики идентификации вихрей было принято решение использовать G-критерий [205]. Создатели данного критерия проводили планарный PIV-эксперимент, в круглом сечении лазерного ножа, в закрученном потоке. Точно так же, как в текущем диссертационном исследовании, в потоке наблюдались крупномасштабные вихри и с помощью POD-анализа было получено, что две первые пространственные моды отвечают за большую часть пульсаций, наблюдаемых в окрестности расположения среднего центра вихря.

Идея критерия основана на анализе угла между радиус-вектором, проведенным из исследуемой точки P , и вектором скорости \mathbf{U}_M в точке M в её окрестности. В центре вихря скорость направлена по касательной к окружности, поэтому средний синус угла между векторами \mathbf{PM} и \mathbf{U}_M достигает максимума, близкого к единице. Формализуем, в соответствии с [205], эту идею:

$$G(P) = \frac{1}{S} \int_{M \in S} \frac{(\overrightarrow{\mathbf{PM}} \times \overrightarrow{\mathbf{U}_M}) \cdot \vec{z}}{\|\overrightarrow{\mathbf{PM}}\| \cdot \|\overrightarrow{\mathbf{U}_M}\|} dS = \frac{1}{S} \int_S \sin \theta_M dS, \quad (22)$$

где S - двумерная область, окружающая P , M лежит в S , а z - единичный вектор нормали к плоскости измерения (в двумерном случае $z = [0 \ 0 \ 1]$). θ_M - угол между вектором скорости \mathbf{U}_M и радиус-вектором $\overrightarrow{\mathbf{PM}}$. $G(P)$ – скалярная безразмерная функция, по модулю равная 1 в центре вихря. $G(P)$ дает количественно оценить топологию течения в окрестности P и знак вращения вихря. Для обработки PIV-измерений, когда поле скорости представляет собой набор дискретных точек, S представляет собой прямоугольную область фиксированного размера и геометрии с центром в точке P , а $G(P)$ аппроксимируется путем замены интегралов на суммирование и для планарного 2D-PIV критерий выглядит так:

$$G(P) = \frac{1}{N} \sum_{M \in S} \frac{(PM_x U_{M,y} - PM_y U_{M,x})}{\|\overrightarrow{\mathbf{PM}}\| \cdot \|\overrightarrow{\mathbf{U}_M}\|}, \quad (23)$$

где N – число точек M внутри S . Параметр N играет роль пространственного фильтра, но слабо влияет на расположение максимума $G(P)$. Как правило, на

практике за ядро вихря принимают области с $G(P)$ равным 0,8 до 1, независимо от того, какое значение N используется для снижения вклада мелкомасштабных турбулентных пульсаций [205,206].

Для нахождения границ вихря используется модифицированный G-критерий, в котором из скорости U_M вычитается средняя скорость в окрестности S . Это позволяет исключить влияние фонового переноса и выделить чисто вращательное движение. Теоретический анализ показывает, что границей вихревой области следует считать изолинию $|G_{\text{мод}}(P)| = 2/\pi \approx 0,63$ [205,206]. На практике для дополнительной проверки корректности определения границ вычисляется циркуляция завихренности ω_z в выделенной области; её слабая зависимость от точного размера области интегрирования подтверждает адекватность результата [206].

Таким образом, применение G-критерия позволяет надёжно и воспроизводимо определять как положение центра, так и пространственные размеры ПВЯ по данным планарного PIV-эксперимента [206–209], что является необходимым для количественного анализа эффектов управления.

2.10 Достоверность результатов и оценка погрешностей экспериментов

Достоверность и обоснованность результатов, представленных в диссертационном исследовании, обеспечивается комплексом мер, охватывающих как конструктивные особенности стенда и точность оборудования, так и методики проведения измерений и обработки данных.

Стабильность и воспроизводимость условий эксперимента:

– Работа аэродинамического стенда, оснащенного автоматизированной системой управления на базе ПИД-регуляторов, гарантирует высокую стабильность и многократную воспроизводимость режимных параметров (расхода воздуха и частоты вращения рабочего колеса). Отклонения от заданных уставок не превышали 0,1%.

– Постоянство числа Рейнольдса обеспечивалось контролем температуры воздуха датчиком, встроенным в поверенный ультразвуковой расходомер ИРВИС-РС4М-УЛЬТРА. Все эксперименты проводились при температуре (296 ± 2) К.

– Корректность задания частоты вращения регулярно проверялась с помощью поверенного портативного тахометра «МЕГЕОН 18001» (погрешность 0,05%). Расхождение между заданным и измеренным значением не превышало 0,3%.

– Стенд принят в эксплуатацию комиссией ИТ СО РАН, что подтверждает его соответствие требованиям для проведения научных экспериментов.

Верификация и калибровка измерительных систем:

– Проведена относительная калибровка всех акустических датчиков (микрофонов) по исследуемому режиму с осесимметричным течением, что обеспечило сопоставимость их амплитудно-фазовых характеристик.

– Размер частиц-трассеров и их способность отслеживать поток экспериментально подтверждены: средний радиус частиц составил примерно 1 мкм, что соответствует числу Стокса $St = 3,5 \cdot 10^{-4} \ll 1$, что доказывает пренебрежимо малую инерционность трассеров.

– Корректность измерений скорости методом ЛДА проверена путем сравнения расхода, полученного интегрированием профиля осевой скорости (Q_{int}), с показаниями поверенного ультразвукового расходомера (Q). Высокая линейная корреляция (коэффициент детерминации $R^2 = 0,98$) подтвердила точность измерений.

Перекрестная проверка результатов независимыми методами:

– Частота и наличие ПВЯ идентифицировались согласованно по трем независимым методикам: спектральному анализу пульсаций давления, анализу пульсаций скорости (ЛДА) и визуализации структуры течения (PIV).

– Вихревая природа низкочастотных пульсаций однозначно установлена с помощью разложения сигналов давления на азимутальные моды. Доминирующая азимутальная мода $m = 1$, соответствующая ПВЯ, четко выделялась в спектре.

Корректная статистика и обработка данных:

– При измерениях ЛДА в каждой точке накапливалось от 1000 до 10000 реализаций, что достаточно для надежного определения средних и пульсационных характеристик в турбулентном потоке.

– Для спектрального анализа неравномерно дискретизированных данных ЛДА применялся специализированный метод Ломба-Скаргла, исключающий искажения от интерполяции.

– Обработка PIV-данных включала итерационные алгоритмы с перекрытием окон и отсевом ложных векторов. Применение SPOD-анализа (спектрального POD) позволило надежно выделить когерентные структуры, соответствующие ПВЯ, на фоне турбулентных пульсаций.

– Для идентификации и количественного анализа параметров вихрей на PIV-полях скоростей использовался устойчивый к шуму G-критерий, апробированный в задачах исследования закрученных течений.

Оценка относительных погрешностей результатов:

– Погрешность установки режимных параметров (расход, температура, частота вращения): не более 1,5%.

– Погрешность измерения скорости методом ЛДА (приборная + случайная): не более 1,5%.

– Погрешность измерения скорости методом PIV: не более 3%.

Таким образом, совокупность примененных аппаратных, методических и алгоритмических мер обеспечивает общую относительную погрешность менее 5%, что влечет за собою высокую достоверность представленных экспериментальных данных и сделанных на их основе выводов.

2.11 Заключение по главе

1. Аэродинамический стенд воспроизводит все особенности формирования ПВЯ в отсасывающей трубе гидротурбины Френсиса, а также позволяет проводить

оперативное исследование различных стратегий управления. Полученные результаты могут быть использованы для переноса на реальные гидротурбины.

2. Спроектирована и реализована система активного управления ПВЯ, основанная на результатах линейного анализа устойчивости. Система включает набор из 10 актуаторов с различной геометрией, что позволяет экспериментально исследовать влияние пространственной ориентации, расхода и импульса струй на эффективность управления ПВЯ.

3. Применен комплекс современных методов диагностики: ЛДА для получения профилей осредненной скорости и ее пульсационной составляющей; PIV для измерения мгновенных полей скорости и визуализации пространственной структуры ПВЯ; акустические микрофоны для регистрации пульсаций давления с разложением на азимутальные моды, что позволяет однозначно выделить вклад ПВЯ.

4. Обеспечена достоверность измерений за счет: автоматизированной системы управления и стабилизации режимных параметров, экспериментальной проверки характеристик трассеров, верификации ЛДА-измерений путем баланса расходов, относительной калибровки акустических датчиков, перекрестной проверки частоты ПВЯ по данным давления, пульсаций скорости ЛДА и PIV.

5. Для углубленного анализа данных использованы специализированные методы обработки: SPOD – для выделения энергонесущих когерентных структур (ПВЯ) на фоне турбулентного фона; G-критерий – для надежной идентификации центра и границ вихря по зашумленным полям скорости PIV; метод Ломба-Скаргла – для спектрального анализа неравномерных временных рядов ЛДА.

6. Общая относительная погрешность результатов экспериментов оценена как не превышающая 5%, что подтверждает надежность полученной обширной базы данных для исследования физики ПВЯ и разработки методов управления.

Глава 3. Управление характеристиками прецессирующего вихревого ядра и среднего поля течения

В данной главе представлены результаты комплексного экспериментального исследования влияния активного управления на характеристики прецессирующего вихревого ядра (ПВЯ) и среднего поля течения в модели гидротурбины Френсиса. Эффективность различных стратегий управления оценивается по сравнению с базовым случаем – режимом работы с максимальными пульсациями давления в отсутствие управляющего воздействия. Используются взаимодополняющие методы диагностики: измерения пульсаций давления на стенке, лазерная доплеровская анемометрия (ЛДА) и метод цифровой трассерной визуализации (PIV) в сочетании со спектральным разложением на ортогональные моды (SPOD) и G-критерием вихря. Основной целью главы является установление количественных закономерностей и физических механизмов воздействия управляющих струй на глобальную гидродинамическую неустойчивость.

3.1 Базовый режим течения: характеристики ПВЯ и потока при отсутствии управления

Для определения режима работы модели гидротурбины, наиболее подверженного развитию ПВЯ, было проведено предварительное исследование в широком диапазоне расходов при постоянной частоте вращения рабочего колеса n_c . Расход основного потока Q варьировался от $0,3Q_c$ до $1,2Q_c$, что соответствует переходу от режима глубокой частичной нагрузки через режим с нулевой закруткой (аналог ВЕР) к режиму перегрузки (см. Рисунок 5, а также Рисунок 21).

Пульсации давления измерялись четырьмя микрофонами, расположенными в одном сечении на расстоянии $1,5D$ от рабочего колеса с азимутальным шагом 90° (конфигурация «4×1», Рисунок 9). Для выделения вклада, связанного именно с прецессией вихря, сигналы подвергались разложению на азимутальные моды m (см. формулу (6), Глава 2). Нулевая мода ($m = 0$) содержит синхронную по сечению составляющую и общий экспериментальный шум и в дальнейшем анализе не

рассматривается [65]. Мода $m = 1$ соответствует прецессии одиночного вихревого ядра (ПВЯ) [65], мода $m = 2$ – по-видимому, формированию слабой двойной вихревой структуры [67].

На Рисунке 20 представлены спектры мощности (PSD) мод $m = 1$ и $m = 2$ в полулогарифмическом масштабе для различных расходов. Спектры нормированы на максимальную амплитуду пульсаций давления, зарегистрированную в исследованном диапазоне. Четкий низкочастотный пик в спектре моды $m = 1$, идентифицируемый как частота прецессии ПВЯ $f_0 = 0,41n_c$, появляется при расходе $Q = 0,4Q_c$. Его амплитуда резко возрастает, достигая максимума при $Q = 0,5Q_c$, после чего монотонно уменьшается и исчезает при $Q \approx 0,8Q_c$. Режимы с $Q > 0,8Q_c$ не показаны, так как в них ПВЯ не обнаруживается.

Спектр моды $m = 2$ также демонстрирует выраженный пик в диапазоне частот $(0,8-0,9)n_c$, что приблизительно соответствует удвоенной частоте ПВЯ. Эволюция амплитуды этой моды повторяет динамику моды $m = 1$, однако её величина составляет до 70% от амплитуды основной моды. Это позволяет рассматривать её не как простую гармонику, а как независимую колебательную моду, возможно, связанную с нелинейным взаимодействием или вторичной неустойчивостью [65].

Экспериментальное исследование осреднённых параметров закрученного потока при отсутствии управления выполнено методом ЛДА [146,184]. Аналогично измерениям акустическими датчиками профили скоростей сняты при постоянной частоте вращения рабочего колеса n_c , а расход основного потока Q варьировался от $0,3Q_c$ до $1,2Q_c$. Профили скоростей снимались на расстоянии $0,3D$ от актуатора с шагом $0,02D$. Схема измерения показана на Рисунке 14. Профили скоростей позволили провести анализ течения (будет дан позже) и вычислить крутку для каждого режима, по формуле (2). Полученные значения приведены на Рисунке 21. Видно, что зависимость крутки от расхода линейная, причем в режиме с наибольшими пульсациями давления ($Q = 0,5Q_c$, $n = n_c$) крутка равняется $S_0 = 0,75$. Данное значение превышает $S \approx 0,5 - 0,6$, необходимое для существования ПВЯ [87,160], что также дополнительно подтверждает существование мощного прецессирующего вихря в данном режиме.

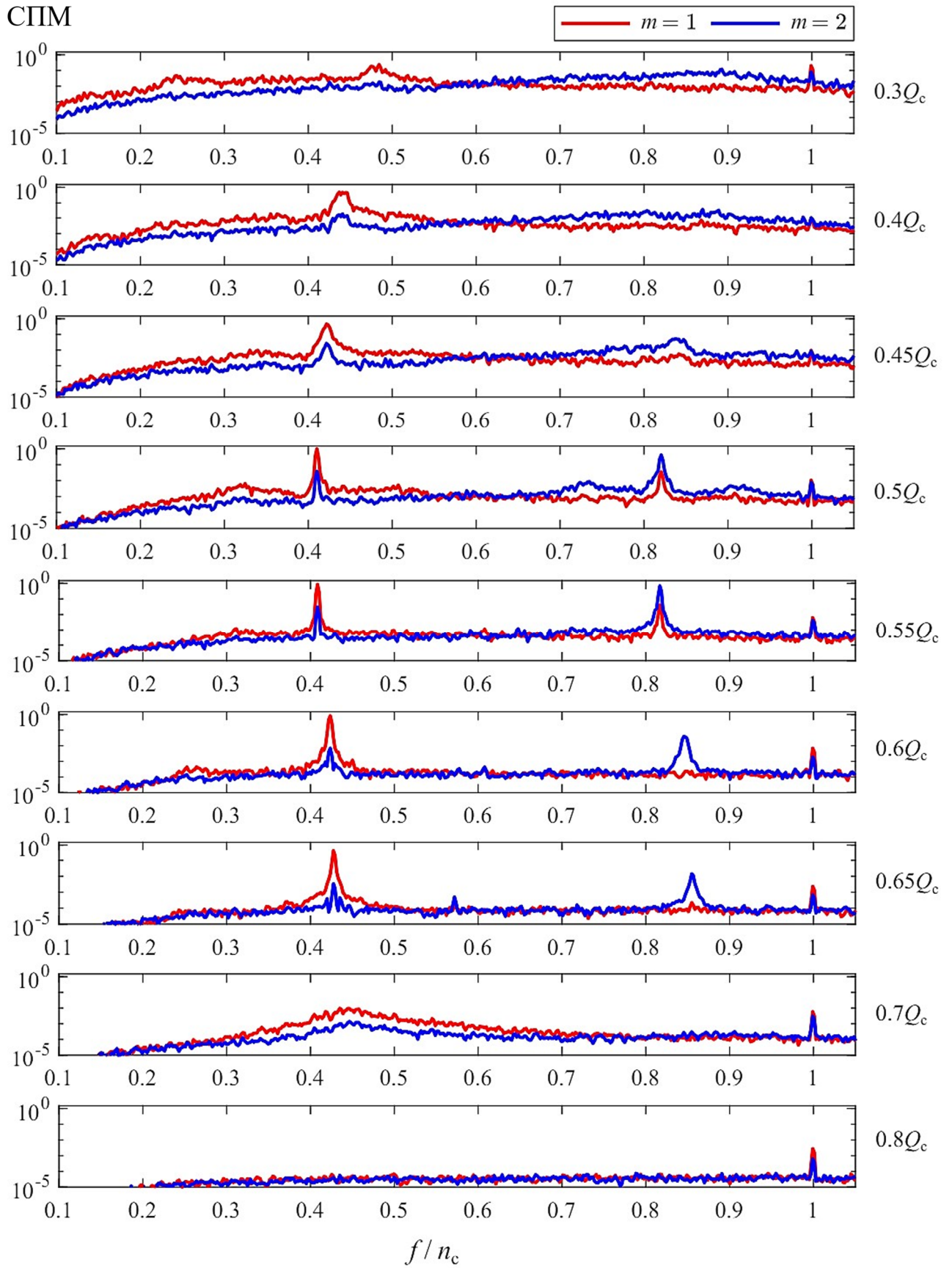


Рисунок 20 – Спектральная плотность мощности для различных режимов.
Адаптировано на основе [67]

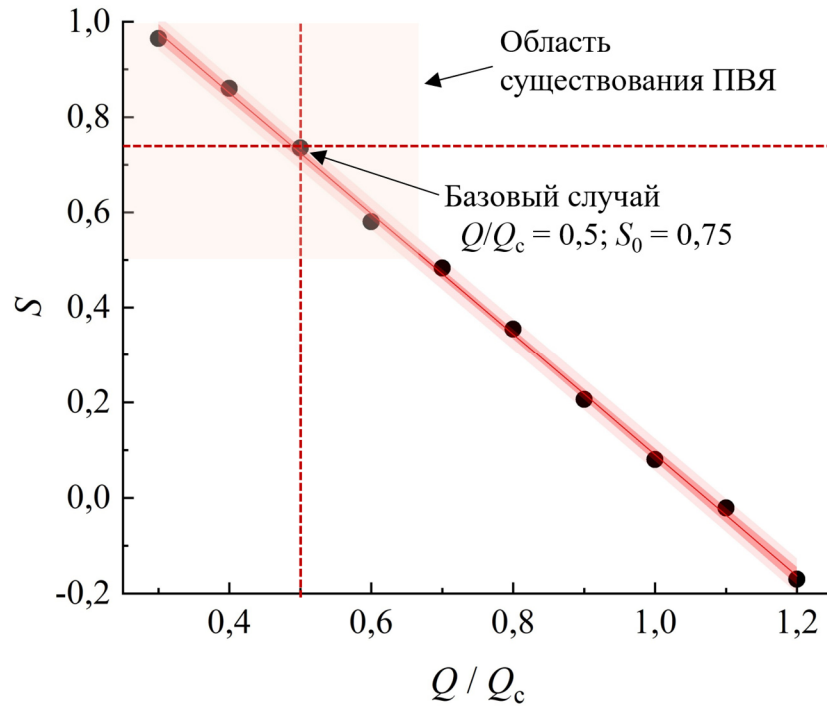


Рисунок 21 – Зависимость параметра крутки (без управления) от основного расхода. Показана режимная точка, соответствующая базовому случаю

Таким образом, режим $Q = 0,5Q_c$, $n = n_c$ ($Re \approx 2 \cdot 10^4$) соответствует зоне частичной нагрузки реальной гидротурбины (Рисунок 5) и представляет наибольший практический интерес для задач управления потоком. Именно он был выбран в качестве базового случая (режим без управления). Все последующие эксперименты по активному управлению проводились при данных режимных параметрах, а их результаты приводятся в сравнении (нормировке) с характеристиками базового случая, описанными в данном параграфе.

Использование акустических датчиков позволяет определить амплитудно-частотные характеристики пульсаций давления на стенках измерительного объема, информация о потоке в приосевой области от акустических датчиков, по большей мере, скрыта. Методика ЛДА позволяет получить точные значения осредненной по времени скорости в относительно небольшом числе пространственных точек, а неэквидистантность сигнала по времени накладывает некоторые особенности в получении пульсационных характеристик течения. Вместе с тем, важным вопросом в задаче управления ПВЯ являются пространственные характеристики вихря, и их изменения вследствие попыток управления потоком. Получение пространственных

характеристик ПВЯ с помощью метода ЛДА возможно, но представляет весьма трудоемкую задачу, особенно в задаче по подавлению ПВЯ, когда вихрь уже не столь интенсивен и как бы «сливается» с общим потоком. Также важно понять, как управление изменяет среднее поле течения. В этой связи было решено провести масштабный PIV-эксперимент [210]. Постановка эксперимента и процедура обработки полученных PIV-кадров подробно описаны во второй главе диссертационной работы. Проведенный PIV-эксперимент включал в себя получение полей скоростей для всех 10 актуаторов (Рисунок 11) при варьировании управляющего расхода Q_{control} в диапазоне от 1% до 3% от основного расхода. Для каждого эксперимента было получено 5000 пар кадров с частотой съемки в 100 Гц.

Для проведения SPOD-анализа (параграф 2.8) использовались две компоненты скорости. В результате анализа были получены матрицы значений, соответствующие пространственным модам, а также соответствующие весовые временные коэффициенты. На основе сингулярных чисел полученного разложения определялись моды с наибольшим энергосодержанием [210].

Одним из важнейших моментов в SPOD является идентификация связанных мод. Предполагая наличие периодических когерентных структур, их динамика описывается парой мод, аналогом синуса и косинуса в пространстве Фурье. Связь такой пары мод не задается SPOD, и ее приходится определять апостериори. Связанные моды обычно демонстрируют сходное количество энергии и пару в спектре POD [59,203]. Для более сложной динамики с несколькими энергетическими модами пары нелегко идентифицировать, и требуется построение фигур Лиссажу и пространственных мод. Основываясь на DMD (dynamic mode decomposition) временных коэффициентов, было получено отношение спектральной близости мод SPOD (формула (19)). Суть поиска связанных мод состоит в оценке кросс-корреляционных функций временных коэффициентов мод при разности фаз $\pi/2$, что позволяет оценить спектральную близость пар мод. Иными словами, пары мод, описывающие одну когерентную структуру в потоке, должны иметь одинаковое спектральное содержание, но сдвинутое на четверть периода. Идентификация связанных мод дает возможность построить

распределение пар мод по их вкладу в общую энергию турбулентности, а также определить степени когерентности мод. На Рисунке 22, слева, показаны распределения пар мод по энергиям и частотам для базового случая [210]. На Рисунке 22, справа, показаны фазовые портреты для первых шести мод в базовом случае. Цвет кружочка характеризует уровень связности мод: чем сильнее моды связаны, тем ярче кружок. Размер кружочка прямо пропорционален вкладу моды в ТКЭ потока. По приведенным рисункам видно, что наиболее большой вклад, а именно, 43,4% дает первая пара мод. Для их временных коэффициентов фигуры Лиссажу – четко выраженные окружности, что говорит о разности фаз между модами в $\pi/2$. Частота мод составляет 14,5 Гц, данная частота наблюдалась и ранее в экспериментах с акустическими датчиками [117], а также соответствует частоте моды $m = 1$, отвечающей ПВЯ в потоке [65], в пространственном разложении Фурье акустического сигнала. Фактически окружность представляет собой кольцо. Это свидетельствует о малом изменении значений временных коэффициентов, что опять же указывает на наличие в потоке устойчивой, развитой когерентной вихревой структуры со слабым изменением амплитудно-частотных характеристик.

Вторая и третья пары мод также внутри своей пары дают окружности в фигурах Лиссажу [210]. Между парами мод четко прослеживается кратность частот, что свидетельствует о наличии гармоник ПВЯ. Если рассмотреть комбинации 1-4 или 2-4 мод можно заметить, что временные коэффициенты образуют более сложную фигуру напоминающую цифру «8». Поскольку вклад в ТКЭ второй и третьей пар мод уже более чем в 6 раз ниже вклада в ТКЭ первой пары мод, то окружности Лиссажу несколько нечетки, размыты, но визуально все равно прослеживаются. Видно, что и вторая с третьей пар мод также отличаются по частотам в два раза. Суммарная турбулентная кинетическая энергия по первым трем парам мод составляет 53,8%, а вклад остальных логарифмически падает от порядкового номера моды [210].

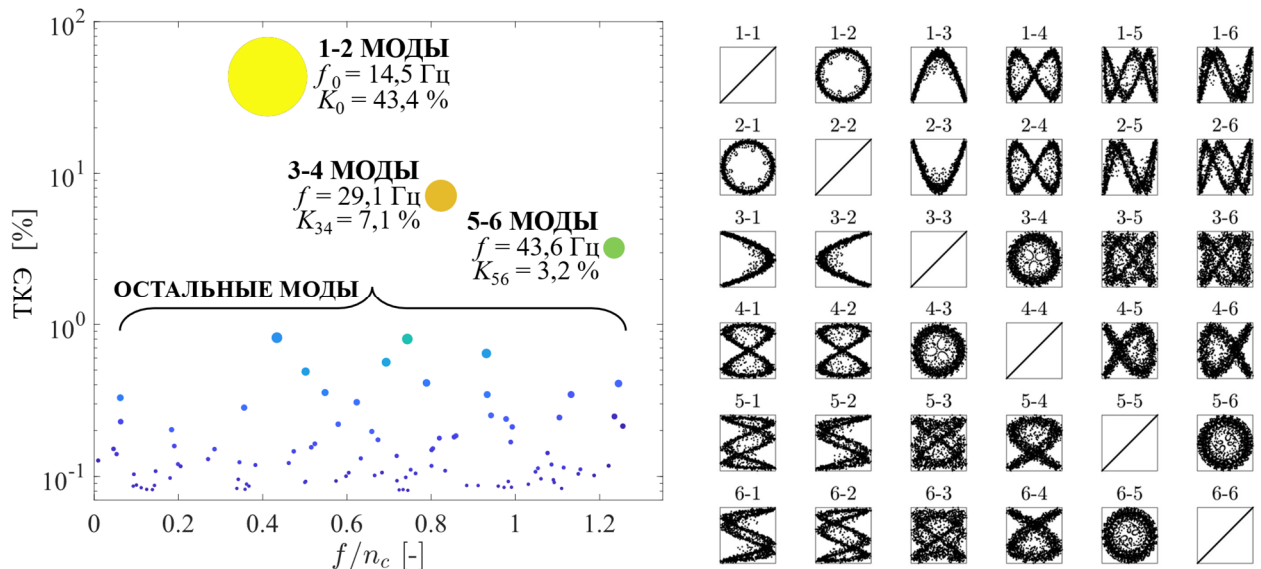


Рисунок 22 – Слева: распределение турбулентной кинетической энергии (ТКЭ) по связанным модам в базовом случае. Справа: фигуры Лиссажу для временных коэффициентов первых шести SPOD-мод в базовом случае

Проведено методическое сопоставление полей скоростей, полученных с помощью реконструкции по первым двум парам наиболее энергонесущих мод, фазовым (условным) осреднением и мгновенного поля [210]. Фазовое осреднение выполнено без привязки к сигналу давления, с помощью разметки всех PIV-кадров на частоте ПВЯ. Шаг для фазового усреднения составлял 0,05 радиан. На Рисунке 23 показано данное сравнение полей для базового случая. В силу пространственной ограниченности оптического доступа в сечение конической части отсасывающей трубы, поля скоростей несколько урезаны сверху и снизу. Однако, это обстоятельство не сказывается существенно на качестве анализа крупномасштабных вихрей потока, поскольку имеющееся сечение полностью охватывает прецессионное движение вихря, которое происходит, преимущественно вблизи оси конической части отсасывающей трубы [146]. Видно, что использование даже первых четырех наиболее энергонесущих мод позволяет реконструировать поле, хорошо отражающее все основные особенности реального мгновенного поля скоростей. Фазовое осреднение также позволяет решить задачу по сокращению данных, однако показывает менее схожие результаты с полем мгновенной скорости. Таким образом, можно убедиться в корректности

проведенного SPOD-анализа, а также подтвердить тот факт, что SPOD-анализ позволяет значительно сократить размер экспериментальной базы данных, увеличить скорость их дальнейшей обработки, сохраняя при этом все ключевые особенности турбулентного, закрученного течения. Подобное сравнение полей скоростей выполнялось для всех стратегий управления потоком с целью проверки корректности проведённого SPOD-анализа.

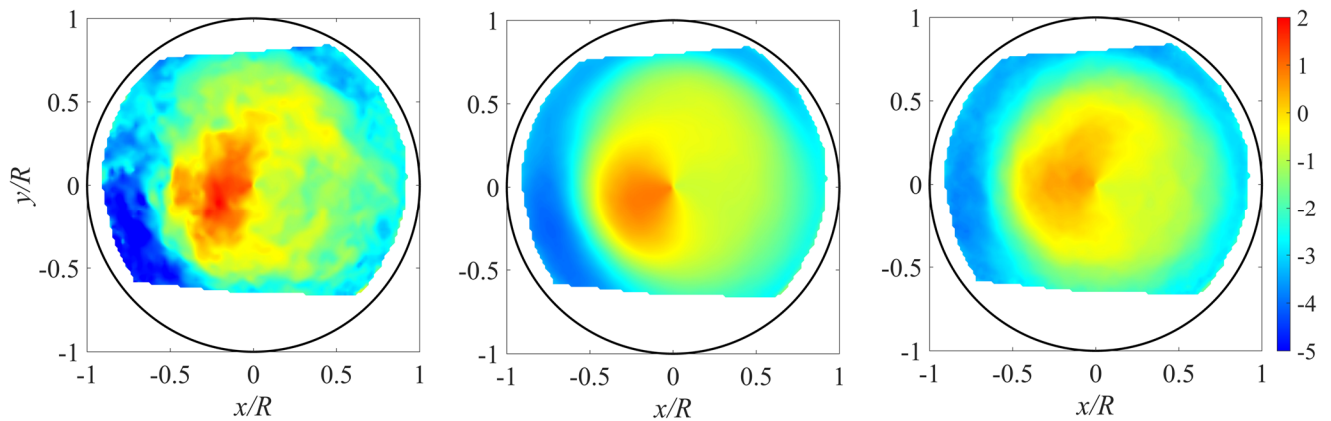


Рисунок 23 – Сравнение полей тангенциальной скорости в базовом случае: слева – мгновенное поле, посередине – восстановленное поле по первым двум парам SPOD-мод, справа – фазово-осредненное поле (по 32 кадрам)

Применение G-критерия (параграф 2.9) позволило систематически идентифицировать вихревое ядро во всех экспериментальных режимах, включая как базовый случай, так и управляемые случаи со струйной инъекцией [211]. Это позволило количественно определить радиус прецессии вихревого ядра, который рассчитывался как среднее арифметическое мгновенных радиусов, вычисленных для каждого отдельного PIV-снимка [211]. На Рисунке 24 показано пространственное распределение значения G-критерия для девяти последовательных PIV-снимков для базового случая, T – период прецессии вихря. Наблюдается отчётливое локализованное вихревое ядро, совершающее прецессионное движение по круговой траектории. Визуализация ясно указывает на значительное отклонение вихревого ядра от оси конуса в процессе прецессии [211].

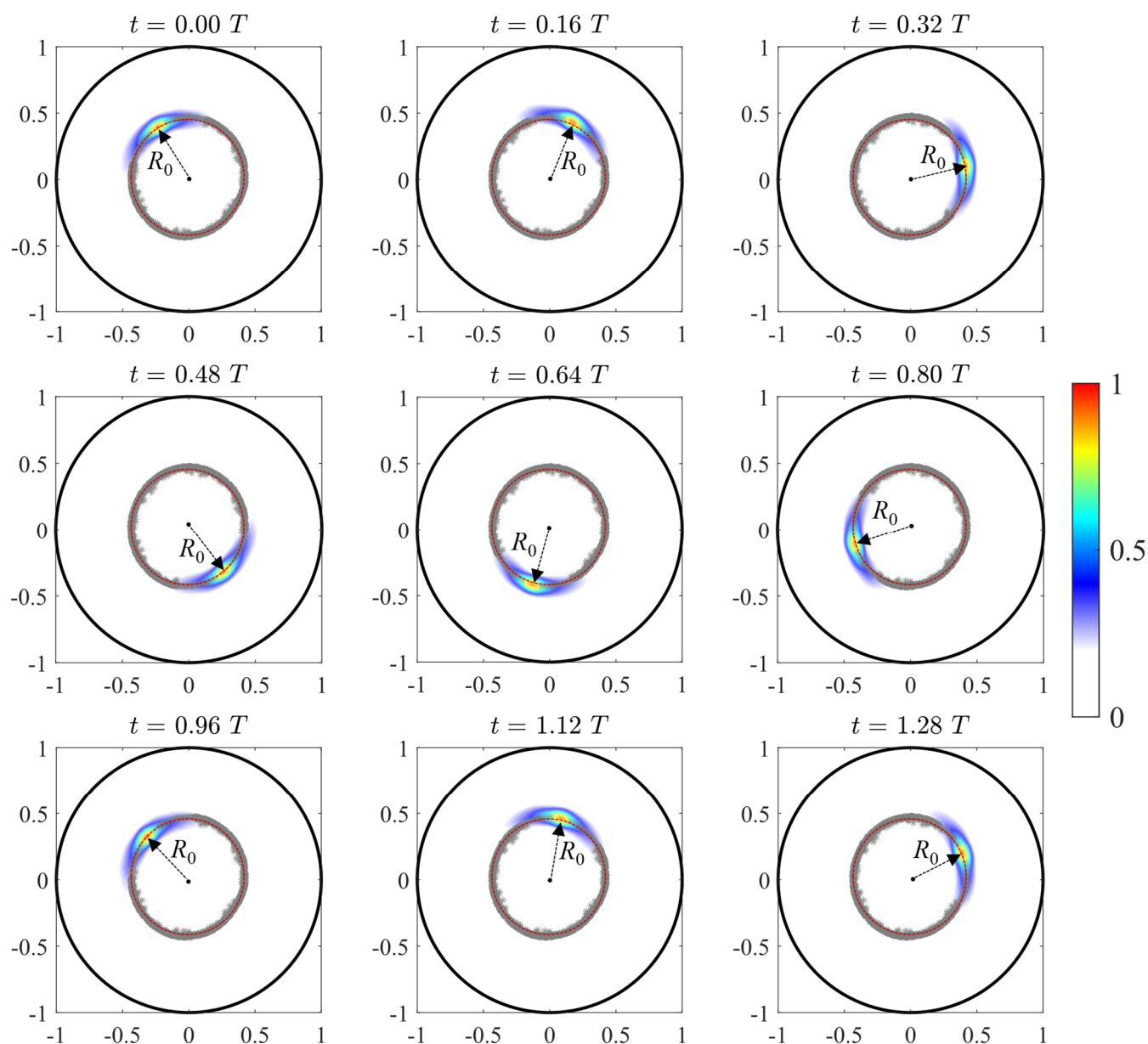


Рисунок 24 – Покадровая динамика (G-критерий) движения вихря в базовом случае. Большой чёрный круг – контур измерительного PIV-сечения. Серые точки – мгновенные положения ядра вихря. R_0 – средний радиус прецессии в базовом случае

Частота прецессии, определённая визуально по данным G-критерия, находится в превосходном согласии с частотами, полученными из независимых акустических измерений (Рисунок 41) и SPOD-анализа полей скорости PIV (Рисунок 42). Кроме того, вихревое ядро в базовом случае имеет эллиптическую, или овальную, форму [211]. Эта деформация объясняется высокой степенью закрутки потока, которая накладывает эллиптичность на изначально осесимметричную вихревую структуру [211]. Более конкретно, наблюдаемая

эллиптичность является результатом сильного осреднённого сдвига в закрученном потоке. Вихревое ядро не изолировано, а погружено в поле скорости со значительным радиальным градиентом тангенциальной скорости, что создаёт внешнее поле деформации, которое искажает вихрь и растягивает его вдоль направления большой оси эллипса. Эта интерпретация подтверждается тем, что большая ось эллипса стабильно ориентирована по направлению закрутки потока [211].

Для базового режима определены количественные пространственно-временные характеристики ПВЯ: частота прецессии f_0 , средний радиус прецессии R_0 , характерный размер ядра d_0 , циркуляция Γ_0 и шаг винтовой структуры h_0 . Эти и другие параметры будут отслеживаться при анализе эффектов управления. Иные параметры, характеризующие базовый случай, будут описаны далее, в совокупности с анализом случаев с управлением. После рассмотрения базового случая перейдем к описанию режимов с апробацией различных стратегий управления потоком и ПВЯ.

3.2 Влияние управления на интегральные инженерные характеристики: пульсации давления на стенке отсасывающей трубы

Первоначальная оценка эффективности разработанных актуаторов (Глава 2) и верификация результатов линейного анализа устойчивости (Глава 1) проводилась [117] на основе измерения пульсаций давления на стенке отсасывающей трубы. Использовалась конфигурация микрофонов «4×1», установленных на расстоянии $1,5D$ от рабочего колеса (Рисунок 9).

Для корректного сравнения различных стратегий управления предлагается ввести безразмерный коэффициент потока импульса C_μ , характеризующий отношение потоков импульса от актуатора к потоку импульса общего течения [212]:

$$C_\mu = \frac{S_c}{S_0} \cdot \left(\frac{W_{control}}{W} \right)^2, \quad (24)$$

где S_c – суммарная площадь всех отверстий актуатора, $S_0 = \pi D^2/4$ – площадь входного сечения отсасывающей трубы, $W_{control}$ и W среднерасходные скорости управляющих струй и основного потока, соответственно.

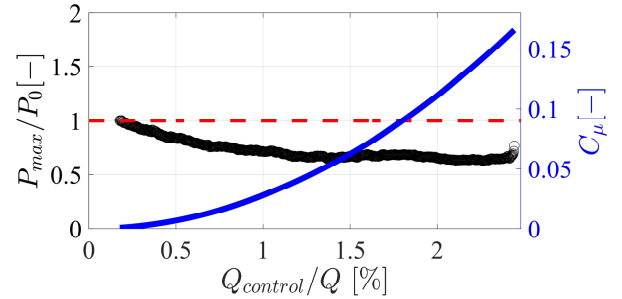
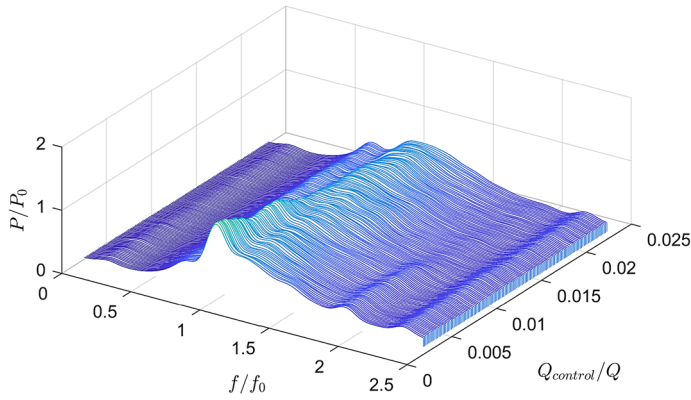
Первая серия экспериментов была направлена на определение диапазона расходов инъекции $Q_{control}$, существенно влияющего на амплитуду пульсаций давления. Эксперименты с плавным увеличением $Q_{control}$ от 0,2% до 2,5% от Q были проведены для всех актуаторов [117].

На Рисунке 25 (слева) в качестве примера показаны спектры мощности (СПМ) пульсаций давления для азимутальных мод $m = \{0,1,2\}$ при управлении актуатором R3610. Спектры нормированы на частоту ПВЯ f_0 в базовом случае. На Рисунке 25 (справа) представлена зависимость амплитуды доминирующего пика P_{max}/P_0 и коэффициента C_μ от относительного управляющего расхода $Q_{control}/Q$. При увеличении $Q_{control}/Q$ примерно до 2,5% амплитуда пульсаций моды $m = 1$ (ПВЯ) снижается до 30% от базового уровня. Пульсации моды $m = 2$ также подавляются с ростом $Q_{control}$. При расходах более 1,1% от Q уровень пульсаций для мод $m = 0$ и $m = 2$ стабилизируется. Это связано с подавлением первичной когерентной структуры ПВЯ (мода $m = 1$), которая через нелинейные механизмы служила источником энергии для возбуждения синхронных колебаний ($m = 0$) и моды $m = 2$ [117]. Иными словами, при превышении порогового расхода управляющей струи (примерно 1,1% от Q) энергетическая подпитка этих вторичных мод со стороны ПВЯ прекращается, и их амплитуда снижается до уровня, определяемого неорганизованными турбулентными пульсациями, которые не имеют выраженной частотной селективности. Таким образом, стабилизация амплитуд этих мод является прямым индикатором ослабления и разрушения вихревой структуры [117].

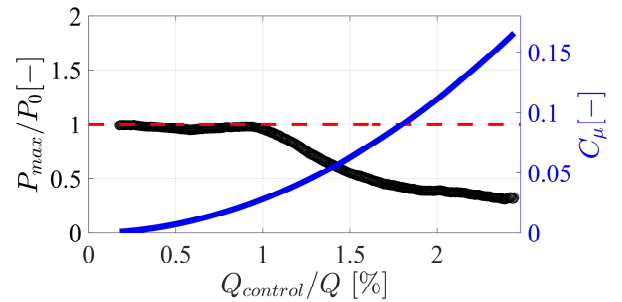
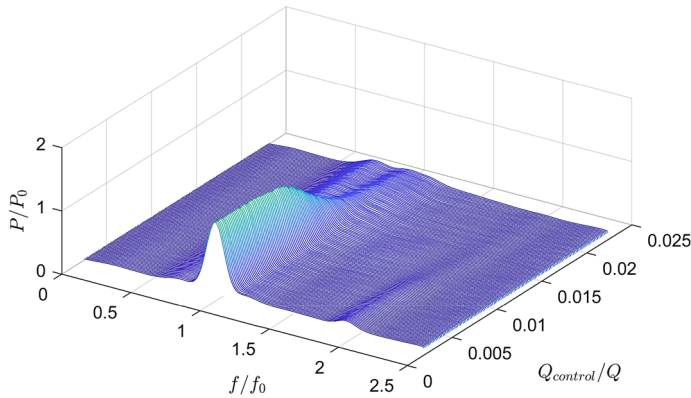
Отметим также, что при малых расходах инъекции (0,5-2% от Q) для аксиальных и комбинированных актуаторов наблюдалось усиление пульсаций (на 20-50%) для моды $m = 1$ относительно базового уровня (Рисунок 26). Это связано с тем, что слабая управляющая струя первоначально не подавляет, а модифицирует и может дестабилизировать тонкий баланс сил, определяющий прецессию вихря.

Струя взаимодействует с вихрем не как подавляющий фактор, а как дополнительное возмущение, усиливая пульсации давления [117].

$m = 0$



$m = 1$



$m = 2$

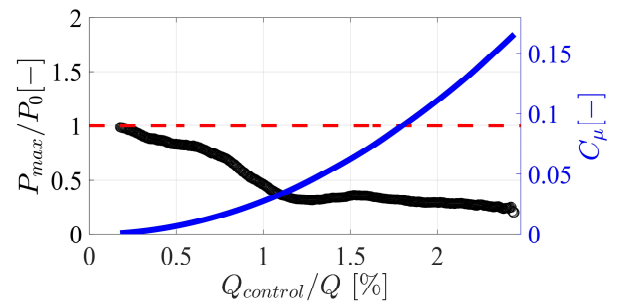
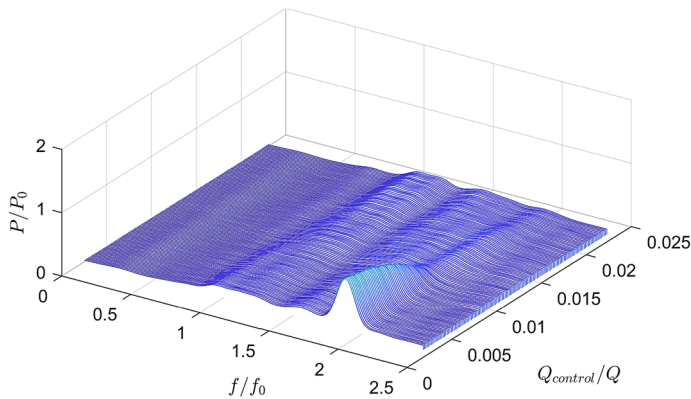


Рисунок 25 – Слева: СПМ для $m = \{0, 1, 2\}$ при непрерывном изменении управляющего расхода $Q_{control}$ через актуатор R3610. Справа: совместный график зависимости максимумов пульсаций давления в СПМ и коэффициента потока импульса C_μ в зависимости от безразмерного управляющего расхода $Q_{control}/Q$.

На Рисунке 26 нормированные СПМ для моды $m = 1$ при фиксированных управляющих расходах 1%, 2% и 3% от Q для четырёх актуаторов различных типов. Общая тенденция – подавление пика ПВЯ в СПМ с ростом управляющего расхода. Важной особенностью является «размытие» спектра (уширение пика) при управлении, что указывает на дестабилизацию когерентной структуры вихря. Поэтому для корректной оценки эффективности управления СПМ интегрировалась в частотной полосе шириной $\pm 20\%$ от доминирующей частоты в СПМ [117].

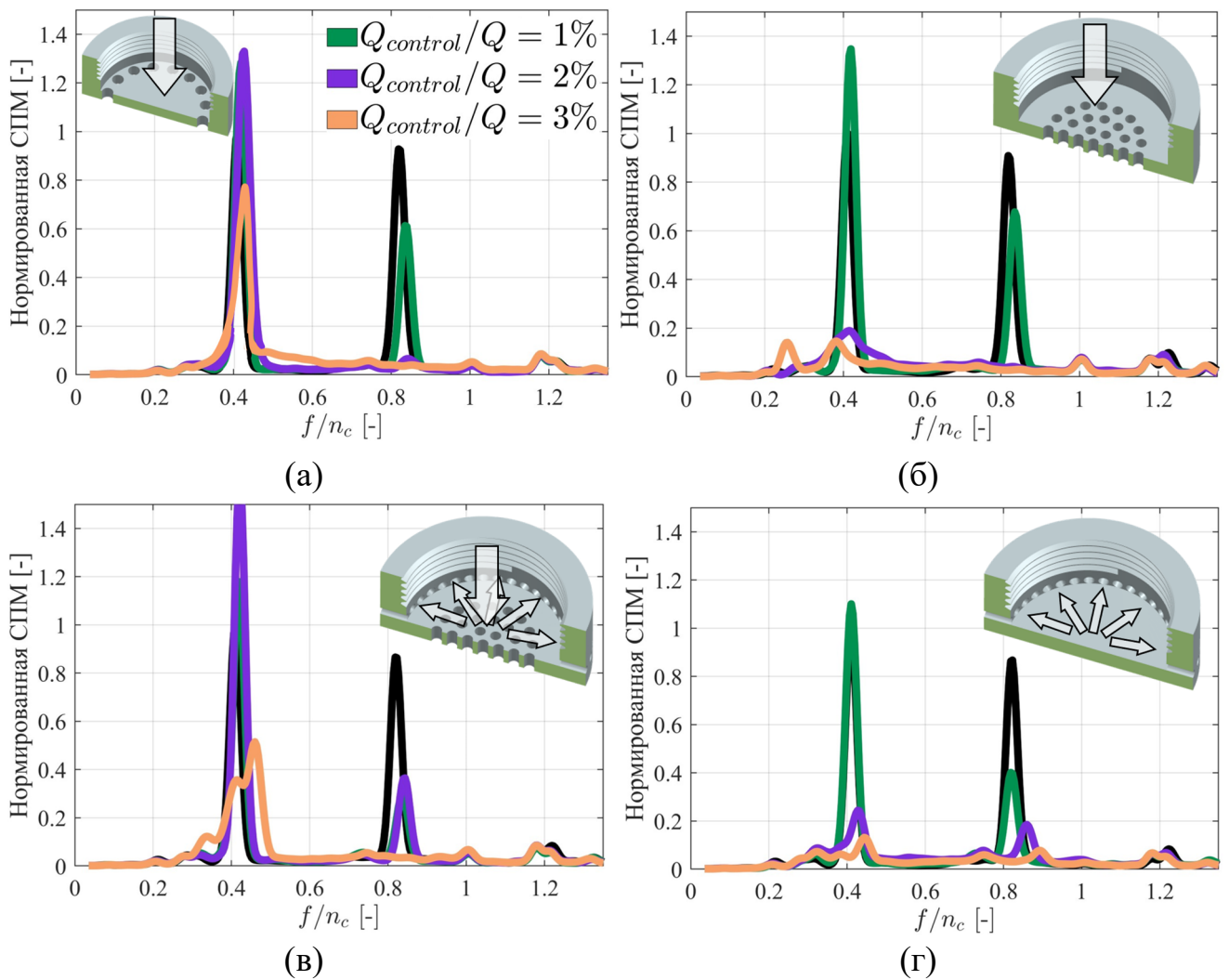


Рисунок 26 – Нормированная СПМ пульсаций давления при расходах управления $Q_{control} = 1\%$, 2% и 3% от основного расхода Q для актуаторов: (а) A1615, (б) A3610, (в) AR7210, (г) R3610. Частоты нормированы на частоту n_c .

Сводные результаты для всех 10 актуаторов (Рисунок 11) представлены на Рисунке 27 в виде гистограмм нормированной амплитуды пульсаций P_{max}/P_0 для моды $m = 1$. При $Q_{control}/Q = 1\%$ большинство актуаторов приводят к росту

пульсаций давления. Это подтверждает вывод о дестабилизирующем воздействии слабых струй. При $Q_{\text{control}}/Q = 2\%$ радиальные (R) и часть аксиальных (A) актуаторов обеспечивают значительное подавление пульсаций [117]. Аксиально-радиальные актуаторы (AR) и аксиальный A1615 остаются неэффективными [117].

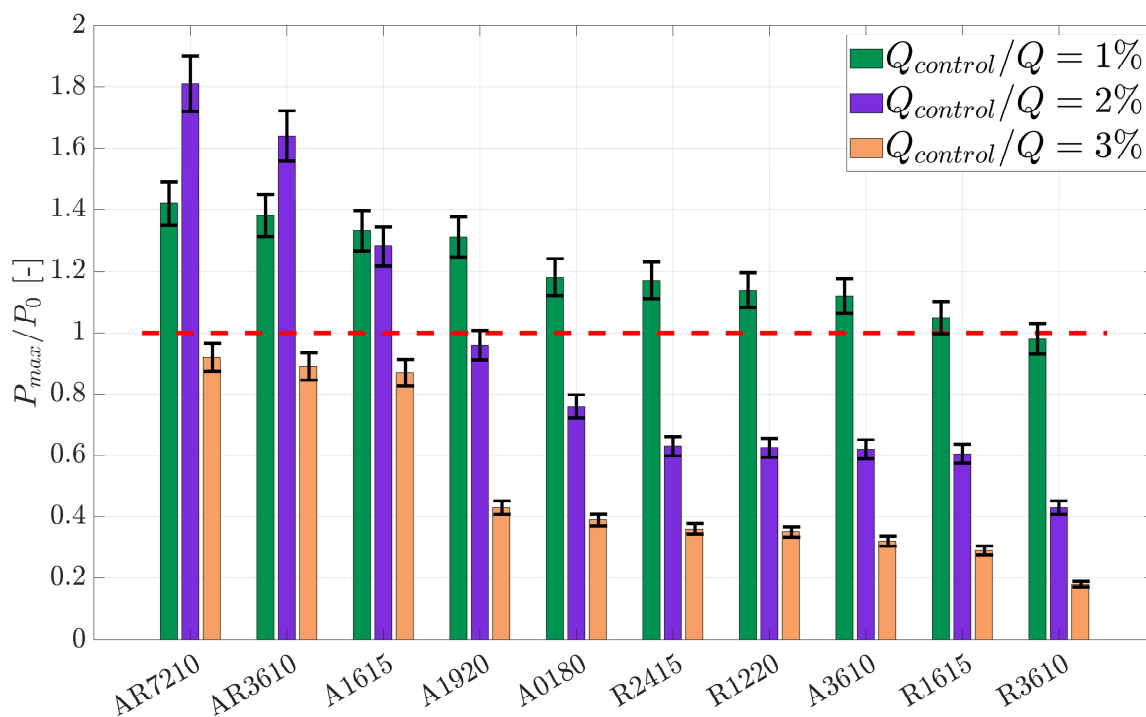


Рисунок 27 – Гистограмма изменения амплитуды пульсаций давления для $m = 1$ при постоянном расходе $Q_{\text{control}} = 0, 1$ и 2% от Q для всех 10 актуаторов

При $Q_{\text{control}}/Q = 3\%$ радиальные и аксиальные актуаторы демонстрируют максимальное подавление, в то время как аксиально-радиальные (AR) почти не снижают пульсации давления относительно базового случая. Это подтверждает важность учета влияния пространственной ориентации управляющих струй для разработки оптимальной стратегии управления характеристиками ПВЯ [117].

Пульсации давления на стенке отсасывающей трубы можно обобщить линейными зависимостями при использовании коэффициента потока импульса (Рисунок 28). Видно, что радиальная инжекция хорошо обобщается линейной зависимостью, тогда как осевая и комбинированная инжекция требует уточнения [117].

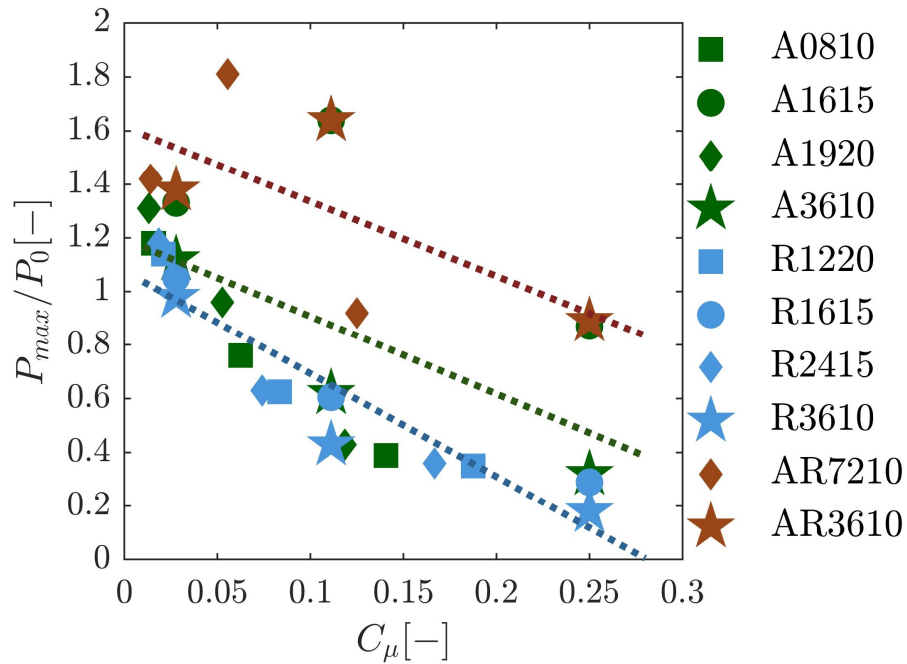


Рисунок 28 – Обобщение зависимости нормированных пульсаций давления на стенке отсасывающей трубы от коэффициента потока импульса C_μ .

Промежуточные выводы по акустическим экспериментам [117]:

– эффективное подавление пульсаций давления от ПВЯ (снижение амплитуды более чем на 50%) достигается при управляющем расходе порядка 2–3% от основного;

– наилучшие результаты показали радиальные актуаторы (тип R), в частности, R3610. Аксиально-радиальные актуаторы (тип AR) оказались наименее эффективными и даже контрпродуктивными;

– ключевым параметром, коррелирующим с эффективностью подавления, является коэффициент потока импульса C_μ . Более высокие значения C_μ , достигаемые за счет использования большего количества отверстий малого диаметра при фиксированном суммарном расходе, способствуют лучшему подавлению. Это объясняется большей суммарной площадью взаимодействия (пограничного слоя) и, как следствие, более интенсивным смешением и передачей импульса струй основному потоку [117,210]. Более подробно будет описано далее;

– наличие немонотонного эффекта для аксиальных и комбинированных актуаторов (начальный рост пульсаций при малых расходах) указывает на сложный, нелинейный характер взаимодействия управляющей струи с вихревой

структурой и подтверждает важность выбора не только места, предсказанного линейным анализом устойчивости, но и интенсивности воздействия.

3.3 Влияние управления на осредненную структуру течения и глобальные параметры потока

Экспериментальное исследование осреднённой структуры закрученного потока при активном управлении выполнено методом ЛДА для всех 10 актуаторов при расходах управления $Q_{\text{control}} = 1\%, 1,5\%, 2\%, 3\%$ от Q , а также для базового случая. Профили осевой (V/W) и тангенциальной (U/W) скоростей снимались на расстоянии $0,3D$ от актуатора (ближний след) с шагом $0,02D$. Схема измерения показана на Рисунке 14. Профили скоростей обезразмерены на среднерасходную скорость W , которая вычислена как отношение полного расхода к площади сечения, в котором проведены измерения ЛДА [146].

Дадим анализ наиболее показательных профилей скоростей: актуаторы A3610, AR7210, R3610 и расходы инъекции 1%, 2% и 3% от общего расхода. Данные актуаторы продемонстрировали разнонаправленное влияние на ПВЯ в параграфе 3.2, также они имеют одинаковый диаметр отверстий (1 мм), что упрощает сопоставимый анализ влияния ориентации струи. Профили тангенциальной скорости для базового случая (Рисунок 29) имеют характерный для свободного вихря вид с максимумом у стенки и снижением к оси. Под действием аксиальной (А) и аксиально-радиальной (AR) инъекции в области $0,1 < x/R < 0,2$ наблюдается выраженный рост тангенциальной скорости, усиливающийся с увеличением Q_{control} . Это свидетельствует об увеличении локальной закрутки потока и потока углового момента импульса в результате эжекции и смешения струй с основным течением. Струи смешиваются с потоком, часть его оттесняют на периферию и значительно меняют структуру потока вблизи оси [146]. Напротив, радиальный актуатор (R) не вызывает подобного роста, оставляя профиль близким к базовому. Ключевым индикатором наличия глобальной неустойчивости (ПВЯ) является зона возвратного течения в профиле осевой скорости ($V/W < 0$), чётко наблюдаемая в базовом случае (Рисунок 30) [146].

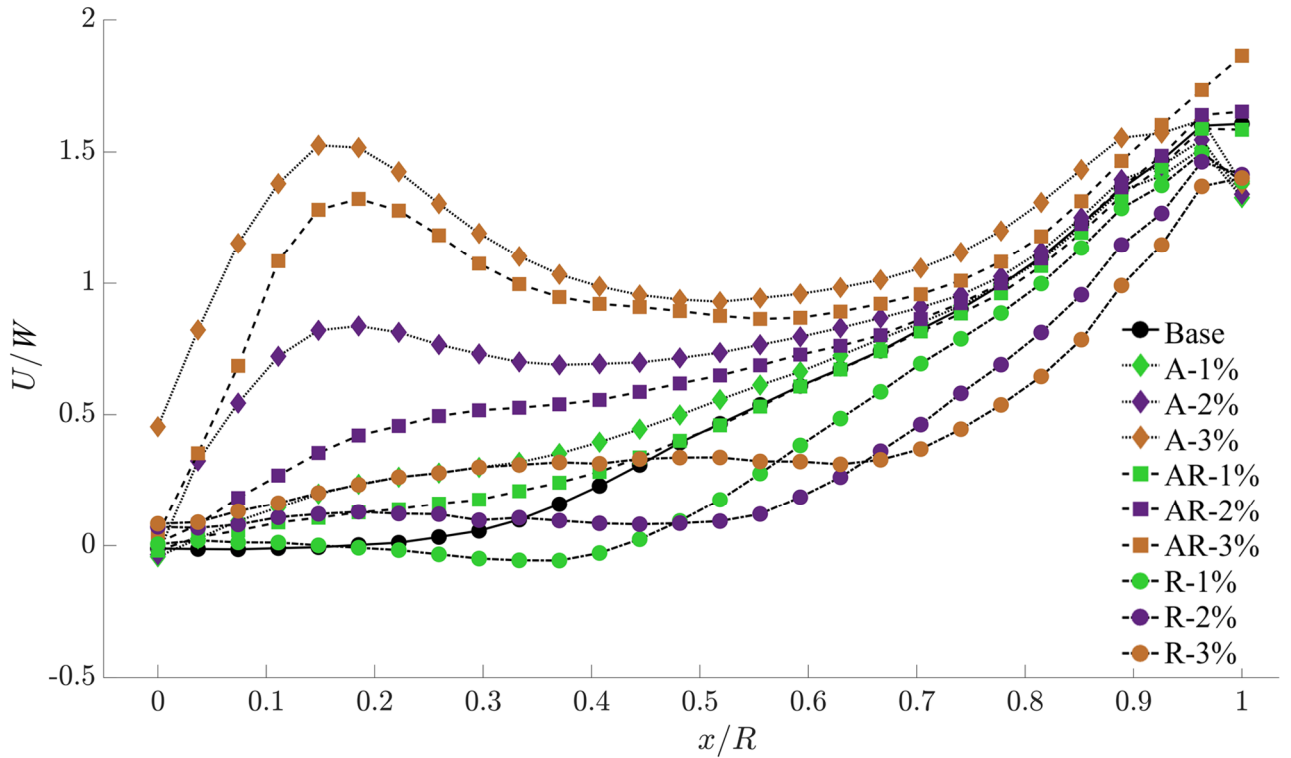


Рисунок 29 – Профили обезразмеренной тангенциальной скорости. Обозначения: Base – базовый случай, А – аксиальный, AR – аксиально-радиальный, R – радиальный актуаторы. В процентах указан расход через актуатор Q_{control} . Центр диффузора отсасывающей трубы: точка $x/R = 0$, стенка (окно): точка $x/R = 1$, подробнее указано на Рисунке 14

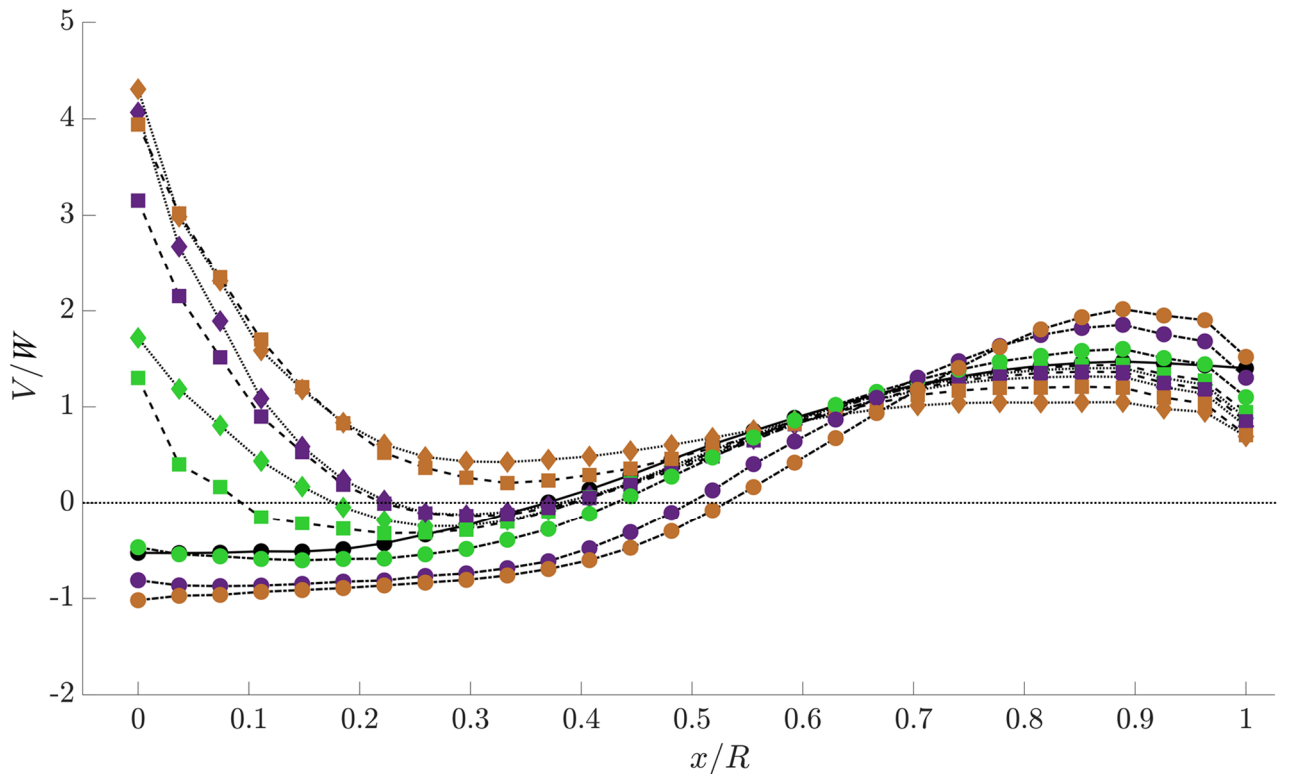


Рисунок 30 – Профили обезразмеренной осевой скорости

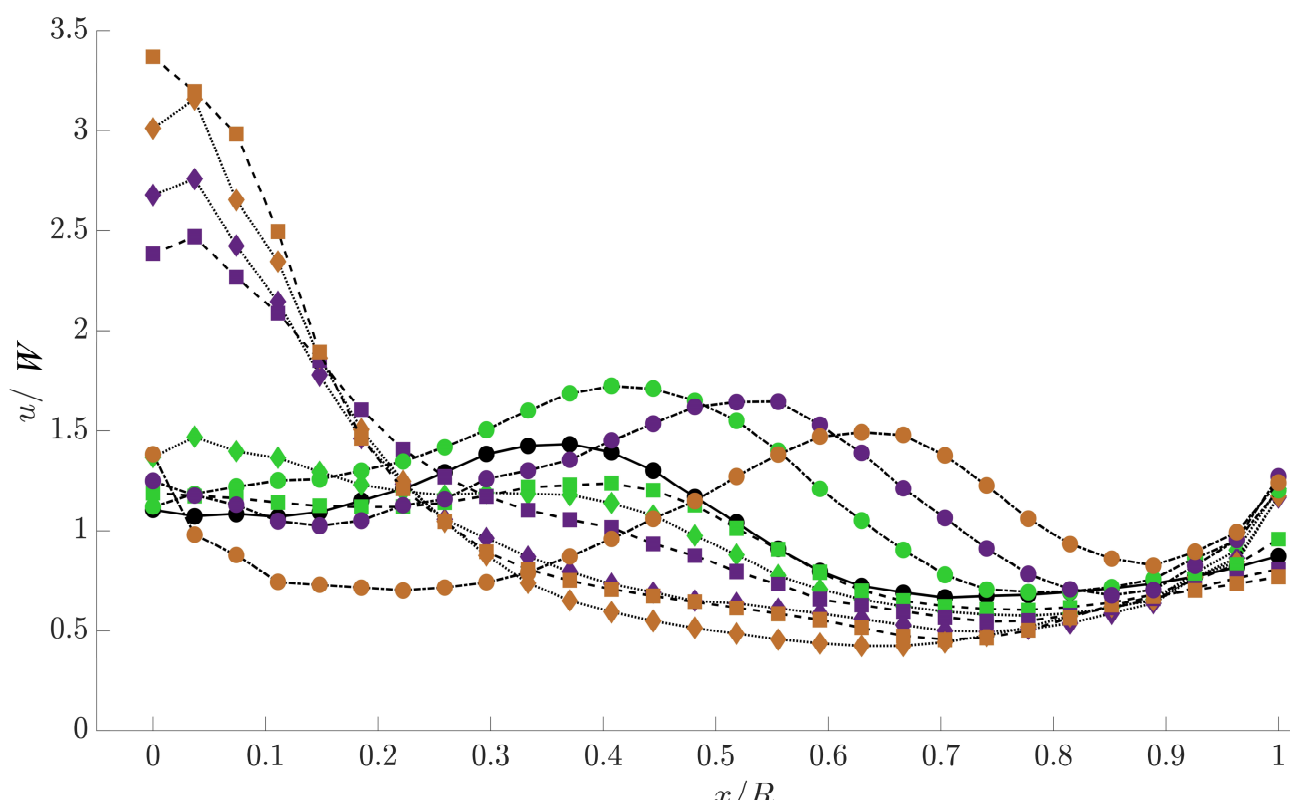


Рисунок 31 – Профили пульсаций обезразмеренной тангенциальной скорости.
 Легенда аналогична Рисункам 29-30

Аксиальная и аксиально-радиальная инжекция практически полностью устраняют эту зону, заполняя приосевую область прямым потоком. Интенсивность этого эффекта растёт с расходом инжекции. Резкое увеличение осевой скорости на оси по сравнению с ее средними значениями может привести к возрастанию синхронных пульсаций давления дальше по потоку [146], которые также являются неблагоприятными для гидротурбинного оборудования [23]. Радиальная инжекция не устраняет зону возвратного течения, что указывает на иной физический механизм подавления ПВЯ [146].

Профили пульсаций тангенциальной скорости u/W в тех же режимах (Рисунок 31) демонстрируют [146]:

– для аксиальных (А) и аксиально-радиальных актуаторов (AR): резкий рост пульсаций в приосевой области ($0 < x/R < 0,2$), что связано с турбулентным смешением высокоскоростных струй (струйное число Re порядка $5,5 \cdot 10^4$) с основным потоком;

– для радиального актуатора (R): умеренный рост пульсаций в средней части сечения ($0,3 < x/R < 0,7$) со смещением максимума пульсационного профиля к стенке отсасывающей трубы при увеличении управляющего расхода, что соответствует зоне взаимодействия радиальных струй с закрученным потоком.

Интегральный параметр закрутки S , рассчитанный по формуле (2) из измеренных ЛДА профилей осевой и тангенциальной скорости, служит ключевой глобальной метрикой для всех 41 исследованного режима. Расчёт крутки (Рисунок 32) показал, что:

– аксиальная и аксиально-радиальная инжекция увеличивают параметр крутки по сравнению с базовым случаем ($S_0 = 0,75$).

– радиальная инжекция, напротив, снижает параметр крутки ниже критического порога $S \approx 0,5 - 0,6$, необходимого для существования ПВЯ [87,160]. При $Q_{\text{control}} = 3\%$ значение крутки падает до $S = 0,4$. Это снижение отдаляет базовый поток от состояния критической бифуркации Хопфа, из которой возникает ПВЯ, тем самым стабилизируя поток [213,214].

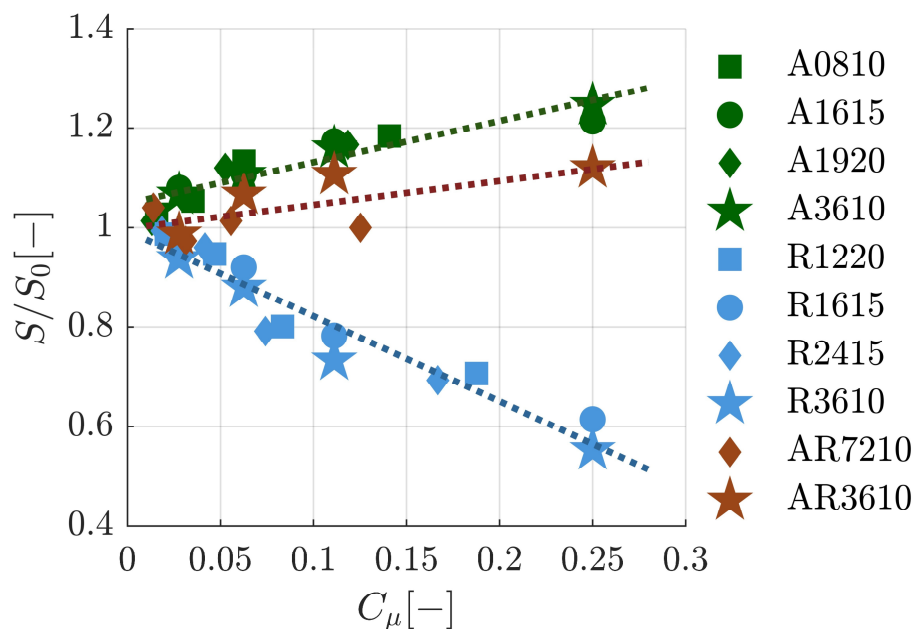


Рисунок 32 – Обобщение зависимости нормированного параметра закрутки от коэффициента потока импульса C_μ

Нормированное на базовый случай изменение параметра крутки для каждого типа инжекции демонстрирует линейную зависимость от коэффициента потока

импульса C_μ . Данное линейное масштабирование возникает, потому что C_μ напрямую представляет отношение введённого импульса к импульсу основного потока. Для заданной геометрии актуатора обмен импульсом, будь то добавление или изъятие углового момента из системы, пропорционально передаётся интегральному потоку, делая глобальный отклик параметра закрутки функцией управляющего воздействия. Всё это обеспечивает закон масштабирования для инженерного проектирования [211, 215, 216].

Несмотря на увеличение параметра крутки на 15–20%, осевые актуаторы, такие как A3610, всё же могут достигать значительного подавления ПВЯ. Этот кажущийся парадокс разрешается при рассмотрении механизма осевой инжекции [146]. Осевая струя воздействует на поток в первую очередь за счёт взаимодействия с зоной возвратного течения и её заполнения. Данная область потока действует как гидродинамическое «препятствие» и критическая область генерации волн в контуре обратной связи ПВЯ. Ускоряя поток на оси и уменьшая размер и глубину возвратной зоны, осевая инжекция дестабилизирует пространственную структуру, необходимую для самоподдерживающихся колебаний глобальной моды, даже при росте общего интеграла углового момента. Увеличение S само также частично обусловлено вовлечением: осевая струя захватывает поток с высокой закруткой из окружающего кольцевого потока, концентрируя угловой момент вблизи оси [146]. Кроме того, этот процесс усиливает среднюю тангенциальную скорость вблизи оси, тем самым увеличивая расчётное интегральное S . Однако вновь образованное осевое ядро струи само может стать источником неустойчивости. Сильный сдвиг между ускоренной осевой струей и окружающим закрученным потоком может генерировать иные возмущения. Таким образом, осевая инжекция, подавляя ПВЯ, может не полностью устранять нестационарность потока [146,210].

Однако не все осевые актуаторы одинаково эффективны, что демонстрирует низкая эффективность актуатора A1615 по сравнению с A3610, несмотря на схожее увеличение крутки. Это расхождение проистекает из пространственного распределения инжекции. Актуатор A3610 с его расположением отверстий (Рисунок 11) напрямую воздействует на зону возвратного течения. В

противоположность этому, периферийно распределённые отверстия актуатора A1615 вводят импульс во внешний сдвиговый слой, не затрагивая механизм неустойчивости ядра. Следовательно, хотя оба актуатора добавляют осевой импульс и увеличивают интегральную закрутку, только A3610 эффективно подавляет ПВЯ, что демонстрирует: геометрия актуатора и точность воздействия на поток так же значимы, как и сам поток импульса [146].

Комбинированный актуатор AR7210 оказывает минимальный эффект на параметр крутки. Это является следствием конкуренции между его осевыми и радиальными «механизмами»: радиальные струи действуют на уменьшение углового момента, в то время как осевые струи действуют на его увеличение [211]. Нивелирование противоположных эффектов в крутке маскирует значительные локальные модификации топологии сдвигового слоя. Это подчёркивает важный вывод: незначительное изменение глобального параметра, такого как крутка, не исключает существенной и полезной локальной перестройки неустойчивости потока [146].

Таким образом, наиболее эффективным и энергетически выгодным с точки зрения подавления ПВЯ является радиальный тип инъекции, который стабилизирует поток, снижая его интегральную закрутку, а не борясь с её последствиями. Аксиальная инъекция, хотя и устраняет зону возвратного течения, вносит в поток значительную дополнительную турбулентность и может смещать проблему пульсаций в другую частотную или пространственную область [146,210].

3.4 Влияние управления на основные энергонесущие моды и их гармоническую корреляцию

Перейдем к описанию результатов PIV-эксперимента [210]. Обработка PIV-полей скоростей включала в себя: проведение SPOD-анализа, поиск связанных мод, построение и анализ фигур Лиссажу для временных SPOD-коэффициентов связанных мод, реконструкция полей скоростей. Помимо этого, получены пространственные характеристики ПВЯ, а также изучено изменение производных характеристик течения. В текст диссертации включено обобщение всех

результатов с нормировкой на базовый случай, и, выборочно, наиболее интересные графики и поля, проясняющие механизмы управления потоком.

Анализ турбулентной кинетической энергии и фазовых портретов временных коэффициентов был проведен для всей накопленной базы экспериментальных данных [210]. Это позволяет оценить эффективность изменения энергетических характеристик ПВЯ в различных стратегиях управления потоком. На Рисунке 33 приведена столбчатая диаграмма нормированной ТКЭ пары мод, отвечающих ПВЯ. Соответствие пары мод именно ПВЯ определялась путем проверки условия связанности мод (по формуле (19)), вычисления вклада ТКЭ от данной пары в общую ТКЭ потока (по формуле (21)) и сопоставление полученного значения с аналогичным значением для базового случая. Помимо этого, верификация режимов осуществлялась и вручную путем анализа фигур Лиссажу временных SPOD-коэффициентов: мода, соответствующая ПВЯ должна давать фигуры, характерные тем, что изображены на Рисунке 22, справа.

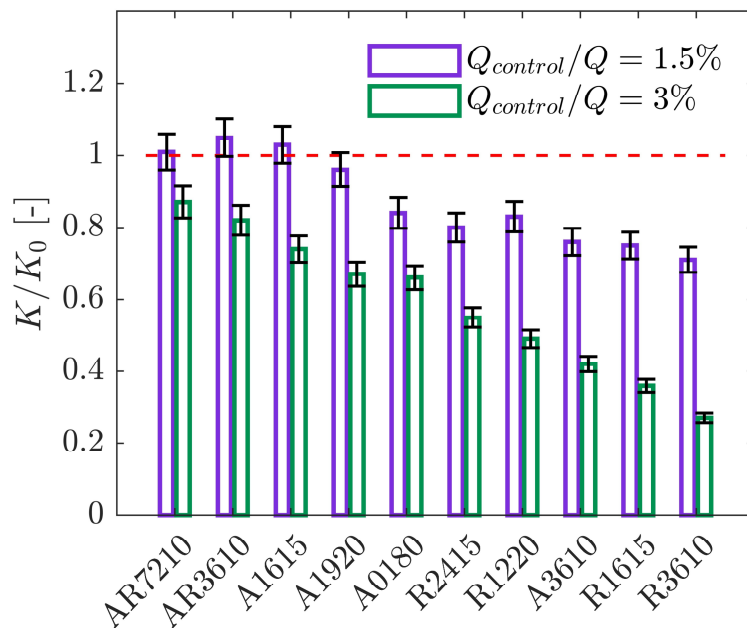


Рисунок 33 – Безразмерный вклад ПВЯ в общую ТКЭ потока; K_0 – ТКЭ пары мод, соответствующих ПВЯ в базовом случае

Из столбчатых гистограмм (Рисунок 33) видно, что все актуаторы так или иначе способствуют подавлению ПВЯ. Как и ранее было показано в ЛДА- и акустических экспериментах [117,146], лучше всего с задачей подавления ПВЯ

справляются радиальные актуаторы. Наибольшее подавление ПВЯ при равном управляющем расходе дает актуатор R3610. Несмотря на то, что даже при расходе в 3% от общего расхода имеется некоторый вклад от первых мод в ТКЭ потока, такие моды не демонстрируют связности. Для примера на Рисунке 34 показаны фазовые портреты временных коэффициентов для первых четырех наиболее энергонесущих мод для нескольких актуаторов при управляющем расходе в 3% от общего расхода. Видно, что фазовые портреты временных SPOD-коэффициентов для актуаторов с низким вкладом первой пары мод в ТКЭ (A3610 и R3610) хаотичны, четких фигур Лиссажу не прослеживается, так, как это было для базового случая (Рисунок 22). Напротив, актуатор AR7210 демонстрирует четкие фигуры Лиссажу, что свидетельствует о присутствии ПВЯ в потоке даже при инъекции управляющего расхода в 3% от расхода основного потока. Актуатор AR3610 также оставляет высокий вклад первой моды в ТКЭ потока, однако четкой связности мод фигуры Лиссажу визуально не показывают, хотя окружность для первой пары мод все же выделяется. В данном случае требуется дополнительный анализ для оценки эффективности работы актуатора AR3610 [210,211].

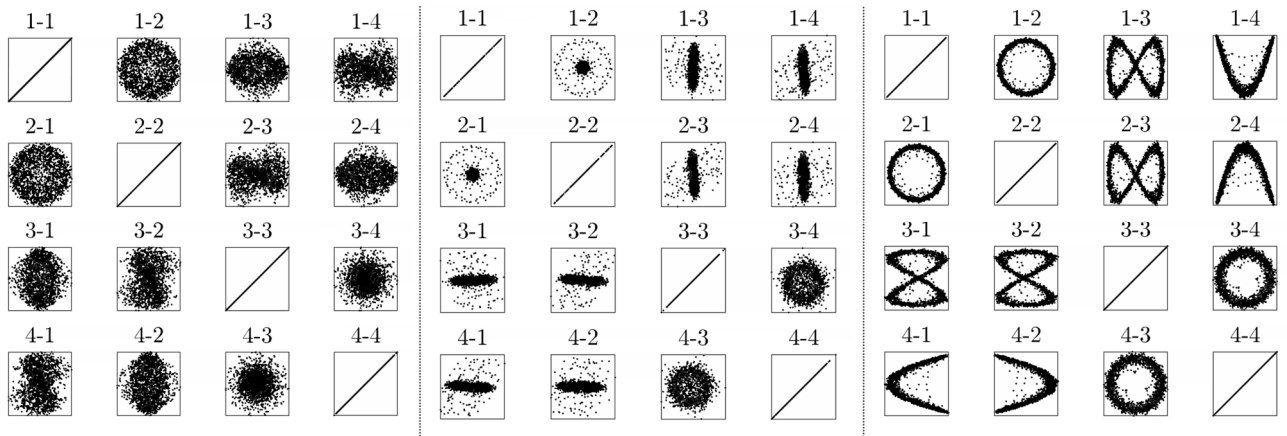


Рисунок 34 – Фазовые портреты временных SPOD-коэффициентов: слева: A3610, посередине: R3610, справа: AR7210. Управляющий расход везде равен 3% от расхода основного потока

В качестве количественной меры хаотичности фигур Лиссажу и когерентности связанных пар SPOD-мод для каждого случая был вычислена степень когерентности мод (формула (19)), в соответствии с алгоритмом в

параграфе 2.8. Все значения были обобщены от коэффициента потока импульса C_μ и представлены на Рисунке 35.

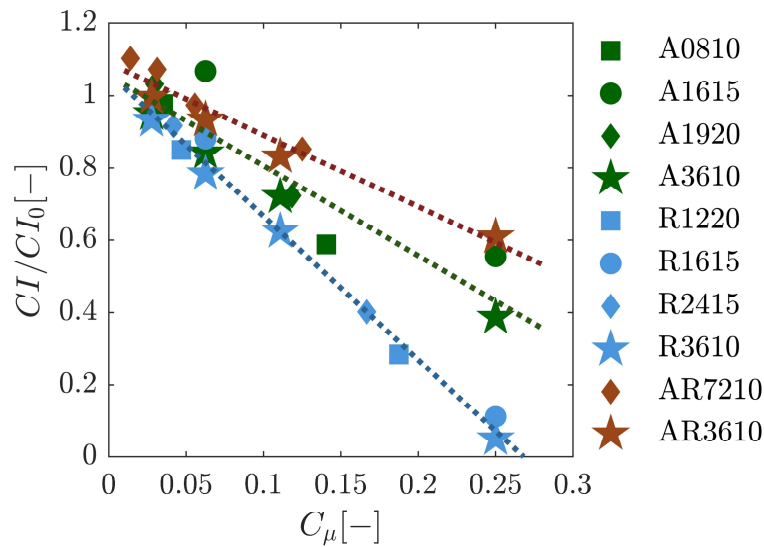


Рисунок 35 – Обобщение зависимости нормированного коэффициента связанности (19) доминирующей пары мод от коэффициента потока импульса C_μ

Видно, что для всех типов инъекции значение коэффициента связанности хорошо обобщается линейным образом от коэффициента потока импульса. Все актуаторы обеспечивают заметное снижение коэффициента связанности, что подтверждает разрушение когерентности вихря по мере увеличения управляющего воздействия актуатора на поток. Анализ коэффициента гармонической связанности позволил перейти от качественного описания вида фигур Лиссажу, образованных временными коэффициентами в SPOD-разложении, к количественной метрике когерентности вихря как крупномасштабной структуры, с существенным вкладом в ТКЭ потока [210].

Представляет интерес рассмотреть ситуации и иные отклонения от общего тренда уменьшения K/K_0 при росте управляющего расхода. Например, на Рисунке 33, видно, что актуатор A1615 мало влияет на энергию моды, отвечающей ПВЯ, даже при управляющем расходе в 3% от основного расхода, тогда как другие аксиальные актуаторы показывают более сильное подавление ПВЯ. Аналогичное наблюдение уже было сделано ранее при обсуждении результатов ЛДА-экспериментов и параметра крутки. Напомним, что у актуатора A1615 все

отверстия расположены только на периферии актуатора, а у других аксиальных актуаторов имеются отверстия и в центре актуатора. Периферийно распределённые отверстия актуатора А1615 не затрагивают механизм неустойчивости ядра, что мало способствует воздействию на динамику ПВЯ. Таким образом, PIV-эксперимент хорошо подкрепляет выводы, полученные по ЛДА-эксперименту.

Также интерес представляет рассмотреть актуатор AR7210. Данный актуатор показал слабые результаты по подавлению ПВЯ в PIV-эксперименте (Рисунок 33), и, аналогично, в эксперименте с акустическими датчиками и ЛДА-эксперименте. Этот результат можно объяснить тем, что данный актуатор имеет два направления инъекции (Рисунок 11): и осевое, и радиальное. Конкуренция двух механизмов воздействия приводит к малозаметному снижению вклада ПВЯ в ТКЭ потока. Тем не менее, при увеличении расхода через актуатор AR7210 до 4-5% от общего расхода, предполагается, что ПВЯ успешно можно подавить. Анализ распределений скоростей показал, что, в данном случае, подавление ПВЯ происходит преимущественно за счет осевой «части» актуатора, т.е. разрушение зоны возвратного течения происходит раньше, чем возникает значимое воздействие на вихрь от радиальной «части» актуатора [210]. С практической точки зрения это означает, что одновременное использование двух направлений инъекции не приносит существенного вклада в подавление ПВЯ. Более того, комбинирование двух направлений требует повышение общего расхода потока через актуатор для достижения тех же значений коэффициента потока импульса, что при осевой инъекции через актуатор А3610, что влечет более сильные потери энергии на инъекцию [210, 211, 215].

При управлении потоком важно правильно описать соотношение вкачиваемой энергии в поток к энергии исходного потока. Затем можно будет также оценить эффективность разрабатываемых стратегий управления по указанному соотношению. Эффективность работы актуатора можно оценить [216], построив безразмерный коэффициент потока импульса C_μ , который уже был введен ранее.

На Рисунке 36 обобщены все экспериментальные данные по величине ТКЭ первой пары наиболее энергонесущих мод от коэффициента потока импульса и актуатора. Видно, что по мере увеличения коэффициента потока импульса C_μ вклад ПВЯ в ТКЭ потока имеет тенденцию к снижению. Это верно для всех актуаторов, за исключением трех (AR7210, A1615, AR3610), пояснения по которым даны ранее.

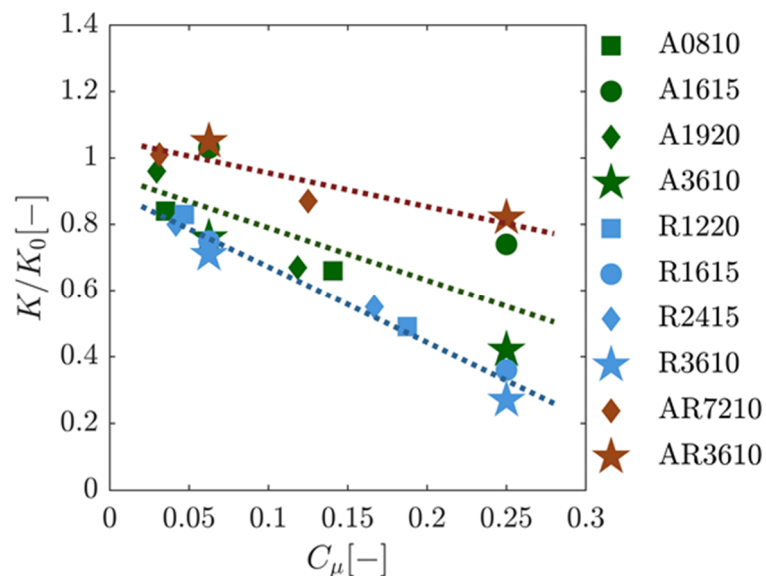


Рисунок 36 – Зависимость величины ТКЭ первой пары наиболее энергонесущих мод от коэффициента потока импульса и актуатора

Наклоны линий тренда (Рисунок 36) указывают, что радиальная инжекция наиболее эффективна для снижения ТКЭ, связанной с ПВЯ, в потоке, поскольку она оптимально воздействует на слой сдвига, определяющий стабильность потока, в то время как осевые струи в основном изменяют основной поток, не дестабилизируя контур обратной связи [210]. Эффективность подавления ПВЯ также зависит от оптимальной геометрии актуатора. Например, при коэффициенте потока импульса $C_\mu = 0,25$ актуатор R3610 демонстрирует большее снижение вклада ПВЯ в ТКЭ потока по сравнению с актуатором R1615, который отличается большим диаметром отверстий и меньшим общим количеством отверстий. В то время как осевая инжекция также дает достаточно хорошие результаты, радиальная инжекция обеспечивает превосходное подавление ПВЯ, когда геометрия актуатора специально оптимизирована для воздействия на зону максимальной

восприимчивости потока к возмущениям. Отметим, что полученные результаты хорошо согласуются с акустическими и ЛДА-экспериментами [117, 146].

3.5 Эволюция пространственных характеристик ПВЯ и их обобщение

Продолжим анализ и обсуждение результатов PIV-эксперимента. Пространственные характеристики ПВЯ определены с помощью G-критерия [211]. Методика была описана ранее при обсуждении базового случая (параграф 3.1) и при описании самого G-критерия (параграф 2.9). Радиус прецессии и его стандартное отклонение как метрика когерентности вихря были извлечены из анализа G-критерия [211]. Радиус прецессии определяется как взвешенное среднее положение области, в которой значение G-критерия превышает 0,95. Эта методика позволяет более надёжно определить радиус прецессии вихря, чем простой поиск пространственной точки с максимальным значением G-критерия. Указанные параметры были обезразмерены на их базовые значения (R_0 , σ_{R_0}) и сопоставлены с C_μ . Как показано на Рисунке 37 (а), нормированный радиус прецессии демонстрирует общую тенденцию к уменьшению с ростом C_μ . Наиболее выраженный эффект наблюдается для радиальной инъекции, которая демонстрирует почти линейное уменьшение радиуса прецессии, достигая почти 40%-ного снижения относительно базового случая при наибольшем расходе управления (3%). Сжатие траектории прецессии физически связано с ослаблением пульсаций давления: по мере ослабления вихрь сжимается к оси конуса, тем самым уменьшая своё динамическое воздействие на стенки конуса [211]. И наоборот, стандартное отклонение радиуса прецессии (Рисунок 37, б) увеличивается с ростом C_μ , что указывает на потерю когерентности вихря. Эта тенденция означает, что инъекция возмущает положение оси уже ослабленного вихря, приводя к значительным колебаниям его мгновенного положения и способствуя его дезинтеграции. Хотя ослабление вихря затрудняет его идентификацию, качественный покадровый анализ распределений G-критерия (аналогичный Рисунку 24) подтверждает, что метод остаётся работоспособным при всех режимах, позволяя точно отслеживать вихревое ядро и его параметры [211]. Этот вывод об

эффективной идентификации вихря согласуется с предыдущими исследованиями в схожих турбулентных течениях [206–209].

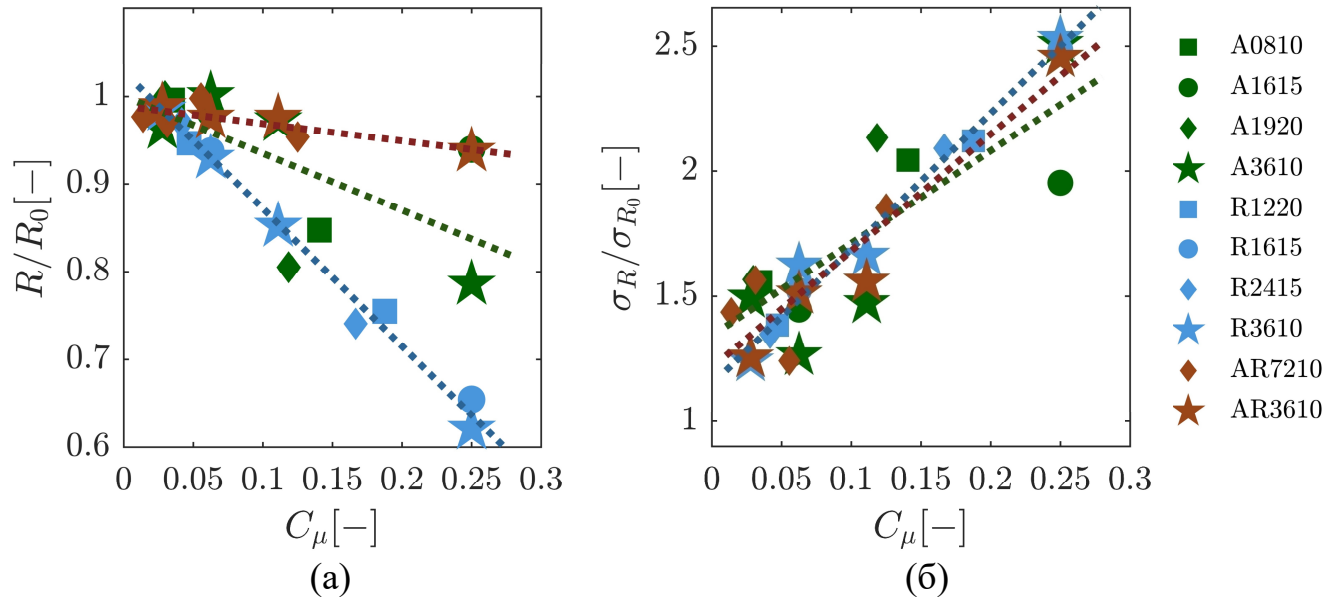


Рисунок 37 – Обобщение зависимости (а) радиуса прецессии ПВЯ и (б) среднеквадратичного отклонения радиуса прецессии ПВЯ от коэффициента потока импульса C_μ

Циркуляция, вычисленная в окрестности вихревого ядра, служит ещё одной метрикой для оценки когерентности и интенсивности вихря [211]. Циркуляция рассчитывалась по полям скорости PIV. Были отобраны PIV-поля, в которых пространственное положение центра области в которой $G > 0,95$ относительно горизонтальной линии $y = 0$ не превышало $0,025D$, а вертикальная координата была $x < 0$. Например, поле G-критерия, обозначенное « $t = 0.80 T$ » на Рисунке 24, пространственно соответствует таким полям, успешно прошедшим отбор. Ориентация осей координат показана на Рисунке 23. Целью этого отбора было идентифицировать поля (кадры), в которых пространственное положение ПВЯ было практически идентичным. На основе этих критериев отбора для каждого эксперимента отбиралось приблизительно 100 из общего количества 5000 PIV-полей. Затем выполнялось усреднение по ансамблю отобранных PIV-полей. После этого G-критерий пересчитывался для этого усреднённого поля. Эта процедура позволила четко получить границы ПВЯ для усреднённого поля на основе G-

критерия [211]. Следует отметить, что вопрос определения границ вихря всё ещё остаётся дискуссионным [211,217]. Определение границ вихря необходимо для последующего получения пространственных параметров ПВЯ.

Для определения границы вихря с помощью G-критерия, локальная средняя скорость внутри области S вычиталась из мгновенной скорости U_M в уравнении (23). В пределе очень малой области S для двумерного поля скорости этот модифицированный G-критерий зависит исключительно от скорости вращения, полученной из антисимметричной части тензора градиента скорости в точке наблюдения P , и от собственных значений его симметричной части [205,206]. Тогда протяжённость вихревого ядра может быть определена как область, где скорость вращения превышает скорость деформации. Теоретический анализ G-критерия [205,206] указывает, что вихревая область соответствует точкам, где модифицированное значение G превышает $2/\pi \approx 0,63$. Для проверки корректности определения границ ядра в текущем эксперименте контур расширился до значения $G > 0,45$, вдоль которого затем интегрировалась скорость. Наблюдаемое изменение циркуляции оставалось в пределах 7%, что подтверждает надёжность определённых границ вихревого ядра в текущем исследовании [211]. Иными словами, расширение контура интегрирования не приводит к изменениям циркуляции выше уровня погрешности ее определения. Таким образом, метод определения границ ПВЯ по вихревому G-критерию позволил рассчитать циркуляцию (Γ) для каждого эксперимента путём интегрирования скорости вдоль контура (границы) ПВЯ [211]. Также данная методика позволила обобщить данные по размеру ядра d для различных режимов инъекции в зависимости от коэффициента потока импульса C_μ , что представлено на Рисунке 38. Данные нормированы на значение циркуляции (Γ_0) и характерный размер вихревого ядра (d_0) для базового случая. Размер ядра вихря d определялся как характерный размер области ядра вихря – квадратный корень из площади области, полученной на этапе вычисления циркуляции [211].

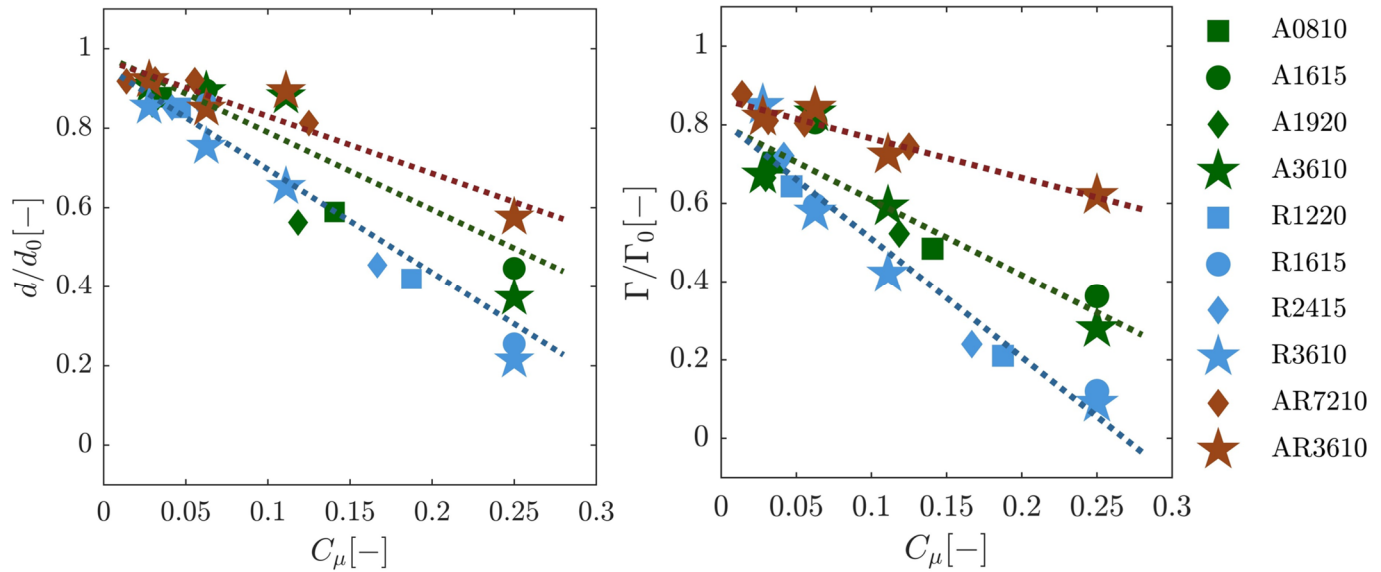


Рисунок 38 – Обобщение зависимости: нормированного характерного размера вихревого ядра (слева) и циркуляции (справа) от коэффициента потока импульса C_μ .

Циркуляция для конфигураций с радиальной и радиально-аксиальной инъекцией продемонстрировала хорошо выраженную линейную зависимость от коэффициента C_μ . В противоположность этому, осевые актуаторы продемонстрировали нелинейный отклик при малых значениях C_μ , характеризующийся увеличением циркуляции примерно на 10% [211]. Это позволяет предположить, что при малом импульсе осевые струи вовлекаются вихревым ядром, временно усиливая его циркуляцию, прежде чем подавление станет доминирующим при более высоких C_μ . Это нелинейное поведение не позволило установить единую зависимость между циркуляцией и C_μ для осевой инъекции. Однако дальнейшее увеличение коэффициента потока импульса в конечном итоге ослабляет зону возвратного течения, приводя к систематическому и устойчивому снижению циркуляции [211]. Сравнивая три типа инъекции, радиальная инъекция требует наименьшего C_μ для снижения циркуляции до почти нулевых значений. Это дополнительно подчёркивается более крутым наклоном обобщающей линии тренда для радиальной инъекции. Надёжная линейная корреляция для радиальной инъекции следует из её прямого воздействия на контур обратной связи ПВЯ, а не на саму зону возвратного течения (как в случае осевой инъекции). Этот механизм способствует монотонному ослаблению ПВЯ.

Следовательно, радиальные струи воздействуют непосредственно на внутренний механизм неустойчивости, оптимально возмущая критический сдвиговый слой, в то время как осевые струи в первую очередь влияют на основной поток, не воздействуя напрямую на самоподдерживающийся контур обратной связи [211].

Ещё одним критическим пространственным параметром ПВЯ является шаг винтовой структуры ПВЯ [61], который был определён [211] с помощью набора акустических датчиков, расположенных в конфигурации «2×2» (Рисунок 8). Шаг винта определяется как расстояние вдоль оси конуса, нормированное на фазовый сдвиг между разностными сигналами двух микрофонов в одном сечении [211]. Для извлечения фазового сдвига использовался алгоритм на основе преобразования Гильберта. Сигналы давления предварительно обрабатывались полосовым фильтром, центрированным на известной частоте прецессии ПВЯ для каждого случая. Метод включает построение аналитического сигнала для каждого микрофона, из которого извлекается мгновенная фаза. После разрешения неоднозначностей, связанных с переходом фазы через 360° , вычислялась и усреднялась по всему временному ряду разность фаз между сигналами для повышения точности измерений. Эта методика обеспечила высокую точность, устойчивость к шуму и корректную обработку фазовых сдвигов [211]. Зависимость шага винта ПВЯ, нормированного на его базовое значение, от параметров управления представлена на Рисунке 39. Результаты показывают, что шаг винта увеличивается с ростом C_μ , что говорит о том, что инжекция способствует растяжению ослабевающей вихревой структуры вдоль оси отсасывающей трубы. Увеличение шага винта указывает на то, что дефицит осевой скорости в ядре потока имеет тенденцию к уменьшению относительно тангенциальной скорости [211].

Наиболее выраженный эффект наблюдается для радиальных актуаторов, которые демонстрируют хорошо выраженную линейную корреляцию с C_μ . Линейные обобщения для осевой и комбинированной инжекции также подтверждают тенденцию увеличения шага с ростом C_μ , хотя и с разной степенью [211].

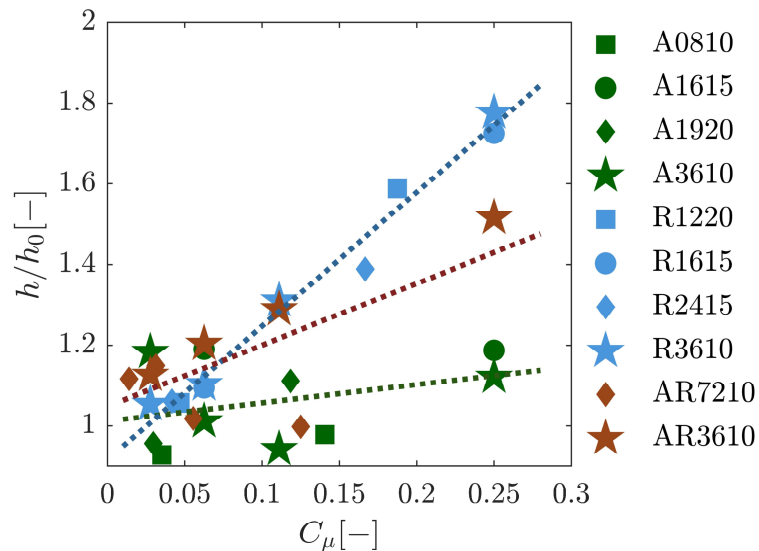


Рисунок 39 – Обобщение зависимости нормированного шага винта ПВЯ от коэффициента потока импульса C_μ

Осевая и радиальная инъекции по-разному влияют на шаг винта ПВЯ. Осевая инъекция оказывает минимальное влияние на шаг по сравнению с радиальной. Вероятно, это связано с тем, что осевые струи плотно вовлекаются в сам вихрь, частично поддерживая его осевую когерентность, в то время как одновременное разрушение зоны возвратного течения в конечном итоге ослабляет интенсивность и когерентность вихря [211]. В противоположность этому, радиальная инъекция, не взаимодействуя напрямую с вихревым ядром в дальнем следе, воздействует на фундаментальный механизм неустойчивости, ответственный за образование ПВЯ. Это, в сочетании с уменьшением радиуса прецессии (Рисунок 37, а), приводит к значительному увеличению осевой протяжённости вихря. Таким образом, ПВЯ подвергается пространственному перераспределению, потенциально стремясь сохранить свою структуру, но доминирующим эффектом является нарушение его самоподдерживающегося контура обратной связи, приводящее к эффективному подавлению [211]. Радиальная инъекция вызвала наиболее значительное увеличение шага винта ПВЯ – до 80% относительно базового случая при расходе управления в 3% от основного потока. Это подчеркивает её как наиболее эффективную конфигурацию для изменения пространственных характеристик вихря [210, 211, 217, 218].

Влияние актуаторов с комбинированной инъекцией на параметры вихря требует отдельного обсуждения. Актуатор AR3610 с 36 отверстиями, ориентированными под 45° , влияет на шаг спирали качественно схоже с чисто радиальными актуаторами, хотя и с меньшей эффективностью. Этот промежуточный эффект может быть объяснён тем, что струи AR3610 лишь частично пересекают области потока с наибольшей восприимчивостью к возмущениям [210,211]. Актуатор AR7210, который включает отдельные наборы из независимых 36 радиальных и 36 осевых отверстий, создаёт конкуренцию между двумя различными механизмами воздействия. Осевые струи оказывают малое влияние на шаг спирали или могут даже незначительно уменьшать его, в то время как радиальные струи активно работают на его значительное увеличение. Для этой конкретной конфигурации актуатора наблюдаемый шаг спирали, близкий к базовому, при расходе управления 3%, вероятно, является результатом тонкого баланса между этими противодействующими механизмами. Небольшое доминирование осевого вклада инъекции в сочетании с относительно низким коэффициентом потока импульса при данном расходе, по-видимому, совокупно стабилизирует шаг, предотвращая значительное отклонение от базового случая [210,211].

Итак, было показано, что инъекция изменяет морфологию вихревого ядра, способствуя формированию более неправильной формы и модифицируя его ключевые размерные характеристики. Для лучшего восприятия результатов на Рисунке 40 показана сравнительная визуализация структуры ПВЯ, сопоставляя базовый случай (красный вихрь) и случай с наибольшим воздействием при радиальной инъекции (синий вихрь). Спирали качественно отображают ключевые пространственные модификации, вызванные стратегией управления: значительное снижение радиуса прецессии и одновременное увеличение шага винта [211]. Изменения указывают на потерю когерентности вихря, что напрямую коррелирует со снижением его вклада в турбулентную кинетическую энергию потока (Рисунок 36). Распад организованной вихревой структуры дополнительно подтверждается уменьшением размера вихревого ядра [210,211].

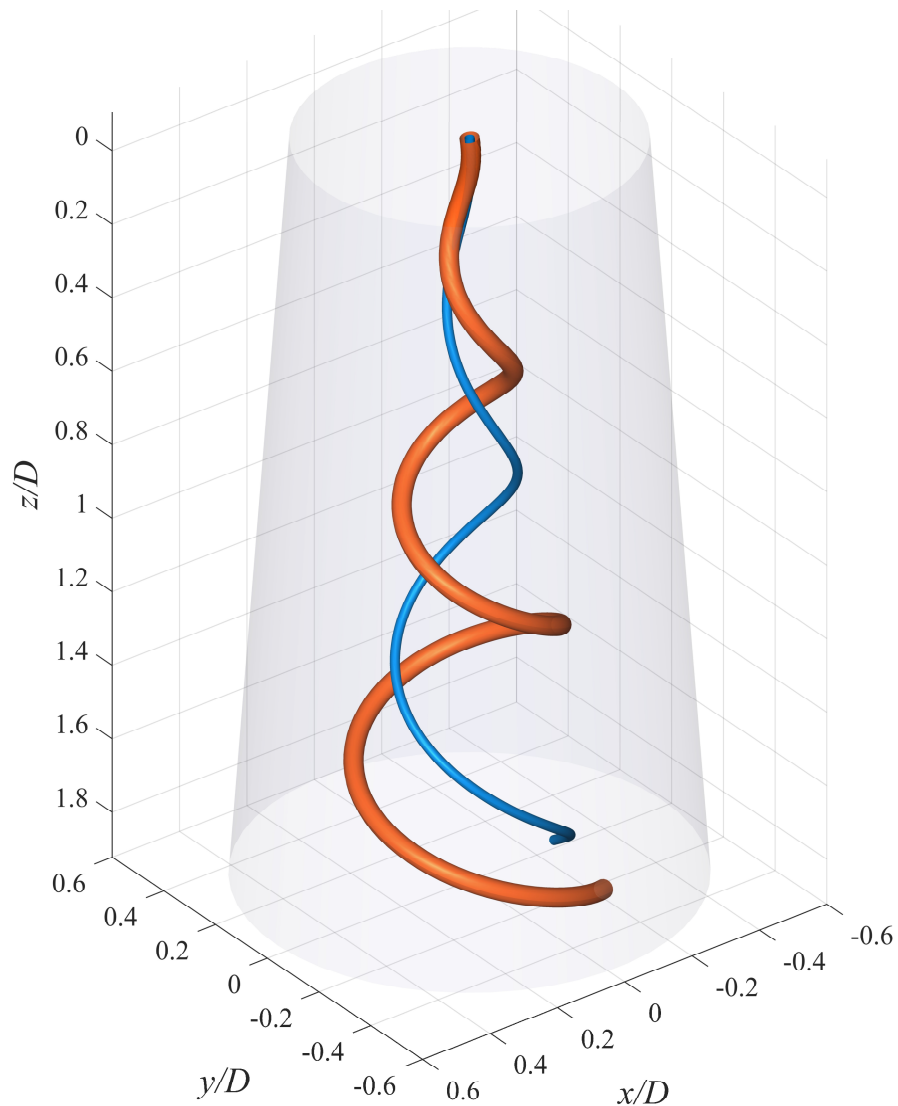


Рисунок 40 – Демонстрация изменённых пространственных параметров ПВЯ под влиянием инжекции. Спиральный вихрь в базовом случае изображён красным, а спиральный вихрь при радиальной инжекции R3610 с $C_\mu = 0,25$ показан синим.

3.6 Эволюция временных характеристик ПВЯ и их обобщение

Основной временной характеристикой ПВЯ является частота прецессии вихря. В данном разделе анализируется изменение этой частоты под действием управляющих струй различной конфигурации и расхода. На Рисунке 41 представлено изменение нормированной частоты ПВЯ (акустический эксперимент) для 10 актуаторов при трёх значениях управляющего расхода. Во всех экспериментах наблюдался сдвиг частоты в пределах 10%, преимущественно в сторону её увеличения, пропорциональный росту расхода управляющей струи [117, 210, 216, 219].

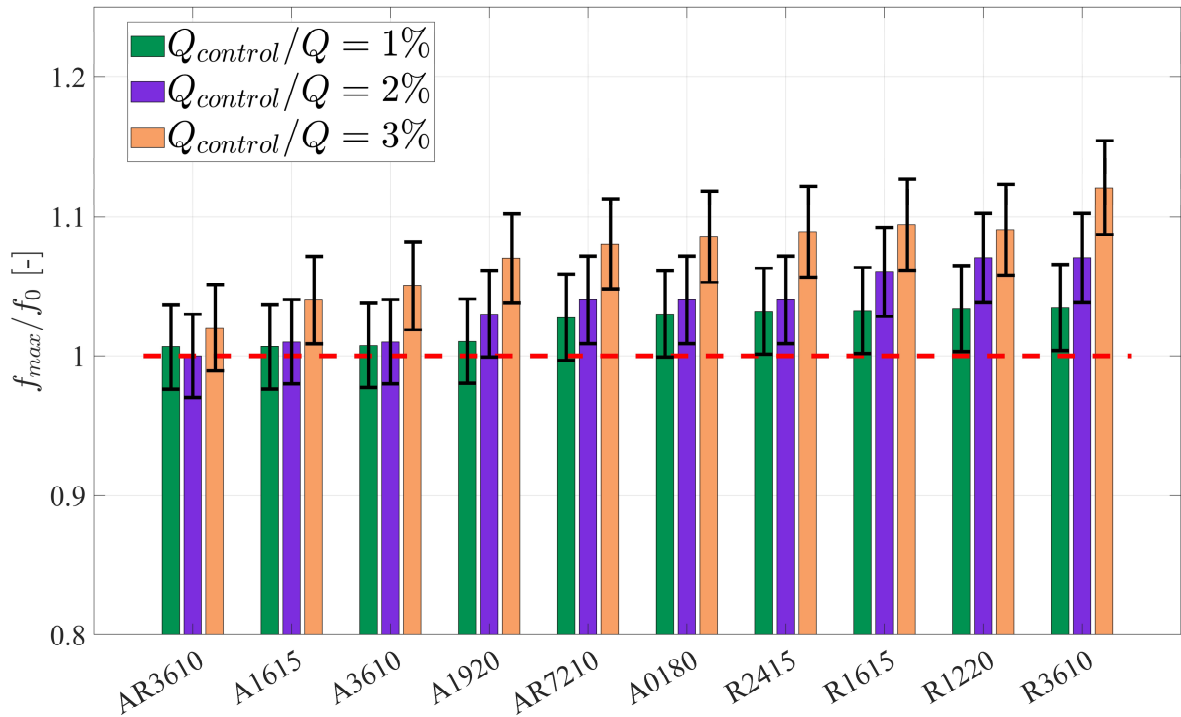


Рисунок 41 – Гистограмма изменения нормированной частоты ПВЯ при постоянном расходе $Q_{control} = 1\%$, 2% и 3% от Q для 10 актуаторов для $m = 1$

Анализ частот первой пары SPOD-мод (Рисунок 42) выявил зависимость эффекта увеличения частоты от типа актуатора: радиальные актуаторы вызывают больший сдвиг частоты по сравнению с аксиальными или комбинированными [117, 210, 216]. Этот результат хорошо согласуется с наблюдаемыми изменениями пространственной структуры течения. Инжекция струи приводит к снижению интегрального параметра крутки потока (Рисунок 32) и уменьшению радиуса прецессии вихревого ядра (Рисунок 37). Увеличение частоты прецессии ПВЯ является прямым показателем эффективности управляющего воздействия. Это явление объясняется совокупным влиянием нескольких физических механизмов. Во-первых, управляющая струя, особенно при осевой инжекции, вносит дополнительный импульс в застойную зону возвратного течения, повышая осевую скорость в приосевой области, что увеличивает конвективную скорость набегающего потока на вихревое ядро. Во-вторых, струя изменяет зону возвратного течения, отодвигая точку отрыва потока и изменяя временные масштабы обратной связи, определяющие частоту глобальной моды неустойчивости.

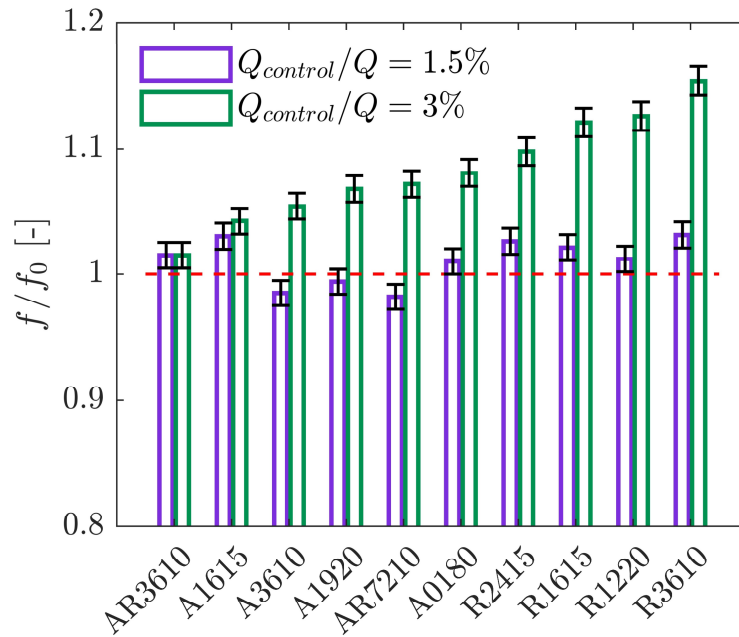


Рисунок 42 – Безразмерные частоты первой пары SPOD-мод относительно частоты ПВЯ f_0 в базовом случае

Особенно выраженный эффект радиальных актуаторов связан с тем, что они, внося импульс перпендикулярно основному потоку, напрямую разрушают сдвиговой слой, поддерживающий структуру ПВЯ, что сокращает её пространственный период. Общую картину можно интерпретировать через закон сохранения момента импульса: сжатие вихревого ядра к оси (Рисунок 37) при снижении закрутки (Рисунок 32) приводит к увеличению его тангенциальной скорости, что и фиксируется как рост частоты прецессии. Вдобавок, в рамках модели винтового вихря частота прецессии обратно пропорциональна квадрату радиуса ядра [5]. Следовательно, наблюдаемое сжатие вихря сопровождается увеличением частоты его прецессии. Таким образом, управляющее воздействие не просто ослабляет пульсации, а качественно изменяет гидродинамические условия существования вихря, модифицируя его ключевые кинематические характеристики.

3.7 Физические механизмы стабилизации потока при различных типах инъекции

Пояснения по влиянию различных типов инъекции на параметры ПВЯ и на интегральные параметры потока были даны ранее. Здесь мы рассмотрим влияние

инъекции на глобальное поле течения, а также обобщим и углубим понимание физических механизмов стабилизации потока при управлении потоком [217, 218].

Рассмотрим поля завихренности (ротора скорости) для разных случаев (Рисунок 43). Для удобства все поля скоростей приведены для одной фазы доминирующей пары SPOD-мод [210]. Поле для базового случая приведено для удобства сравнения со случаями управления.

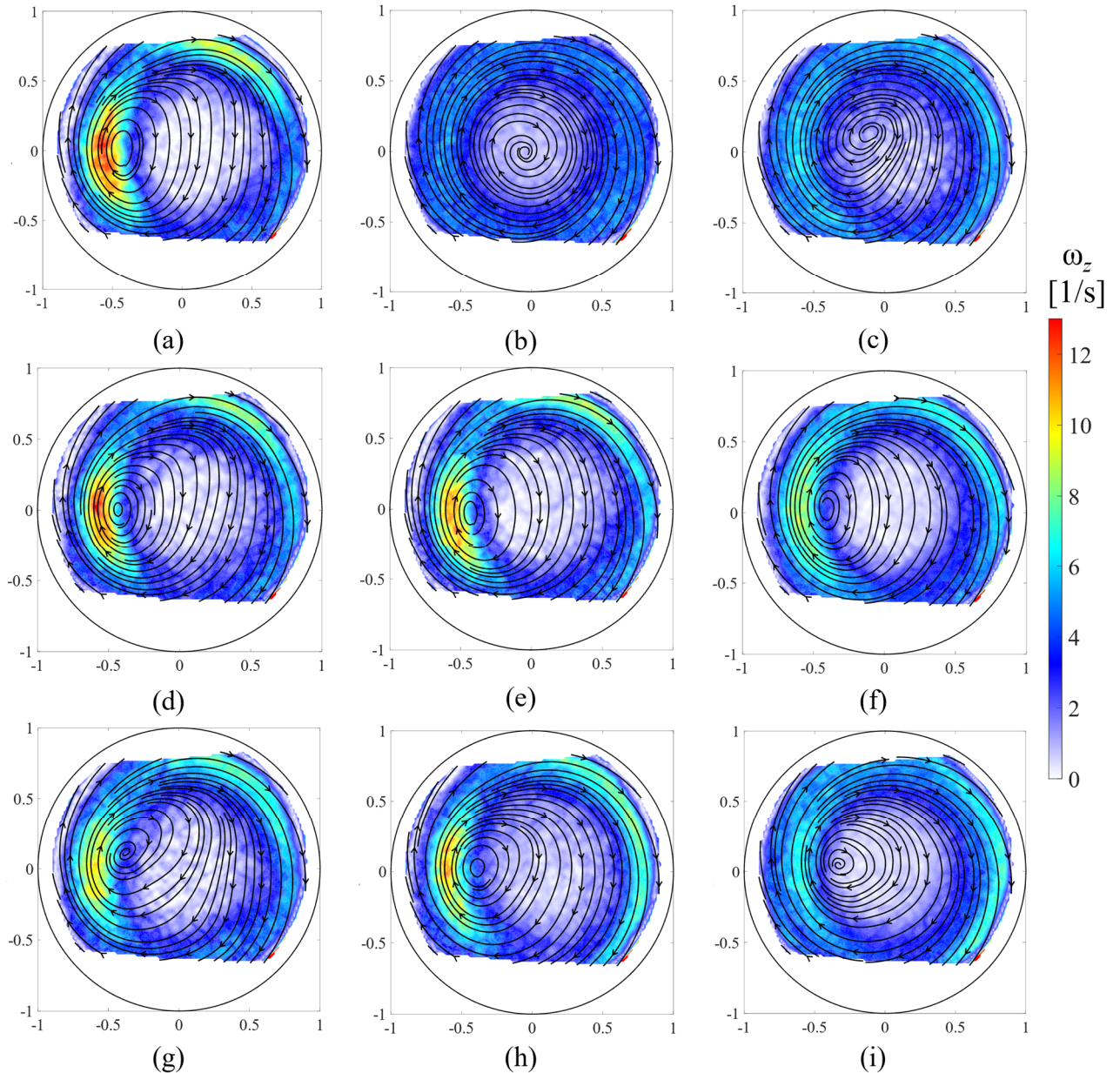


Рисунок 43 – Поля завихренности, реконструированные из SPOD при различных условиях; (a) Базовый случай, (b) R3610 3%, (c) A3610 3%, (d) AR7210 1,5%, (e) AR3610 1,5%, (f) A1615 1,5%, (g) AR7210 3%, (h) AR3610 3%, (i) A1615 3%.

В базовом случае четко выделяется ядро вихря и область повышенной завихренности в целом. Видно, что для актуаторов, показавших хорошее снижение вклада ПВЯ в ТКЭ потока (A3610 и R3610), по мере увеличения управляющего расхода поля завихренностей сглаживаются, приобретают осевую симметрию, почти не визуализируется область вихревого движения. Несколько больший эффект заметен именно для радиального актуатора R3610 при управляющем расходе в 3% от общего расхода – поле завихренности почти полностью осесимметрично, в аналогичном случае для актуатора A3610 имеется некоторая асимметрия вдоль вертикального диаметра. Остальные поля завихренности для актуаторов AR3610, A1615, AR7210 демонстрируют наличие вихревого движения даже при управляющем расходе в 3% от основного расхода. Данный результат полностью соотносится с данными о вкладе первой пары мод в ТКЭ потока (Рисунок 33). Сравнение режимов 1,5% и 3% для актуатора AR3610 показывает, что увеличение управляющего расхода до 3% положительно сказывается на подавлении вихревого движения [210, 217]. Поля завихренностей демонстрируют небольшое снижение величин завихренности. Сопоставляя фигуры Лиссажу (Рисунок 34), распределение ТКЭ потока по модам (Рисунок 33) и поля завихренности (Рисунок 43) можно прийти к выводу, что скорее всего, в данных случаях вихрь в потоке есть, но он имеет слабую стабильность и при дальнейшем увеличении управляющего расхода может быть успешно подавлен. Гипотеза о механизме инъекции актуатора A1615, выдвинутая ранее, в целом подкрепляется видом поля завихренности для управляющего расхода в 3% от общего расхода [210, 217]. Видно, что поле завихренности на периферии потока имеет несколько сниженную по модулю завихренность, чем в базовом случае. Это означает, что струи от актуатора A1615 в большей степени передают импульс не на изменение характеристик ПВЯ, а на периферию общего течения. Линии тока почти неизменны в сравнении с базовым случаем. Поэтому данный актуатор оказывает слабое воздействие на динамику ПВЯ [210, 217]. Сравнение полей завихренности для актуатора AR7210 (3%) и базового случая показывает, что значимое различие между полями отсутствует, хотя и слабое снижение значений завихренности в ядре

вихря все же имеется. Предполагается, что данный актуатор AR7210 позволит успешно подавить ПВЯ, но при большем значении управляющего расхода, чем 3% от основного расхода [210, 217, 220].

Важным вопросом также является влияние инъекции струй на осреднённое по времени поле течения [216, 219]. Учитывая, что расход инъекции мал по сравнению с основным потоком, а струи действуют вблизи оси, любое значительное изменение тангенциальной скорости может быть отнесено на счёт фундаментального изменения самой вихревой структуры. Был проанализирован [211] набор из 20 полей тангенциальной скорости, осреднённых по времени, охватывающий все 10 актуаторов при двух расходах управления – 1,5% и 3,0% от общего расхода потока. Чтобы выделить изменения, вызванные струями, из каждого случая под управлением вычиталось поле тангенциальной скорости базового случая. На Рисунке 44 представлены три основных разностных поля тангенциальной скорости, раскрывающих согласованное перераспределение углового момента потока. Процесс инъекции ускоряет поток в периферийной области, одновременно замедляя приосевое ядро [211]. Примечательно, что нулевой контур разностного поля, разделяющий области ускорения и замедления, коррелирует с радиусом прецессии ослабленного вихревого ядра, указывая на прямую связь между модифицированным осреднённым потоком и управляемой неустойчивостью. Ослабление ядра и усиление внешних слоёв уменьшают радиальный градиент тангенциальной скорости и, как следствие, радиальный градиент давления, который поддерживает обратный поток. Это делает базовый поток менее восприимчивым к развитию неустойчивости (распаду вихря) и, следовательно, к возбуждению ПВЯ [211, 216]. Таким образом, стратегия управления не только подавляет существующую глобальную моду, но и модифицирует базовый поток в сторону более устойчивого состояния. Осевая протяжённость этого влияния варьируется в зависимости от ориентации инъекции. Радиальная инъекция (Рисунок 44, с) демонстрирует наиболее ограниченный эффект, поскольку импульс направлен перпендикулярно основному потоку, что приводит к быстрой диссипации в ближнем поле [211, 217].

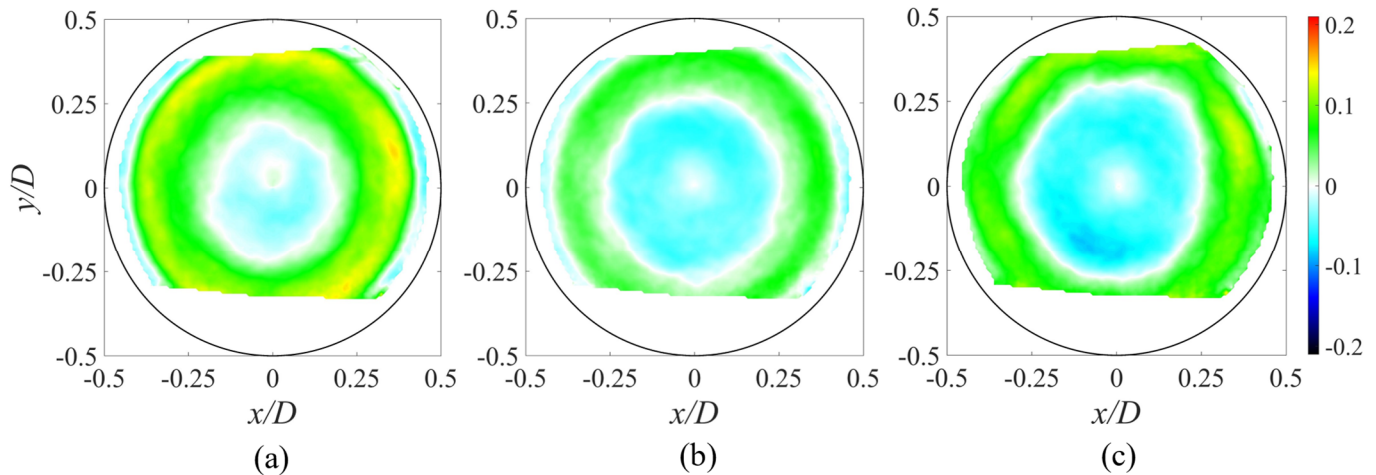


Рисунок 44 – Разность тангенциальных скоростей в случае управления и в базовом случае при различных направлениях инъекции: (a) AR7210 3%, (b) A3610 3%, (c) R3610 3%. Разностное поле скорости нормировано на среднерасходную скорость основного потока

В противоположность этому, осевая и комбинированная инъекции (Рисунок 44 а, б) создают струи с проникновением вниз по потоку, пропорциональным их потоку импульса [211]. Большое проникновение может влиять на поток дальше вдоль оси диффузора, но также может вносить дополнительные возмущения вниз по потоку. Это различие подчёркивает, что радиальная инъекция достигает эффективной стабилизации посредством высоко локализованного воздействия непосредственно вблизи критической области течения [211,215].

Перераспределение, показанное на Рисунке 44, напрямую изменяет важный параметр устойчивости – интегральный параметр крутки S (Рисунок 32). Радиальная инъекция действует через механизм прямой стабилизации, снижая параметр крутки ниже его критического значения и сдвигая базовый поток от бифуркации. Осевая инъекция, напротив, использует стратегию специфического подавления неустойчивости. Она нарушает локальную топологическую особенность (зону возвратного течения), необходимую для контура обратной связи ПВЯ, достигая подавления даже при росте интегральной закрутки. Линейное масштабирование крутки с C_μ подтверждает коэффициент потока импульса в качестве ключевого параметра для отклика потока. Однако отклонения, специфичные для конкретного актуатора, подчёркивают, что эффективность

преобразования этого импульса в подавление неустойчивости определяется точностью воздействия на восприимчивые области потока.

Помимо анализа самих осредненных распределений тангенциальной скорости, представляет интерес рассмотреть то, как управление воздействует на пульсационные характеристики поля тангенциальной скорости [218, 219]. Это позволит дать количественную оценку прямого воздействия управления на пространственную организацию когерентного вихревого движения, что является необходимым условием для понимания последующих изменений глобальной динамики и гидроакустической связи.

Вместо вычисления среднеквадратичных пульсаций скорости, которые интегрируют энергию по всем турбулентным масштабам, к высокочастотным PIV-данным было применено преобразование Фурье с выделением амплитуды на частоте ПВЯ. Это позволяет изолировать вклад когерентной вихревой моды, обеспечивая целевую оценку вынужденных колебаний без наложения разномасштабной турбулентности [218]. Данный спектральный анализ лучше количественно характеризует интенсивность ПВЯ и её связь с механизмами неустойчивости по сравнению с традиционными среднеквадратичными метриками, которые маскируют частотно-специфичную динамику. Анализ фокусируется на амплитуде пульсаций тангенциальной скорости на частоте ПВЯ, а не, например, на пульсациях радиальной скорости, по фундаментальной причине. Тангенциальная компонента является прямой мерой локального вращения – основной динамической величины, определяющей вихрь. Амплитуда её когерентных колебаний напрямую количественно характеризует периодическое усиление или ослабление концентрированного вихревого жгута, что и составляет сущность ПВЯ. Напротив, пульсации радиальной скорости более неоднозначны: они могут быть связаны с прецессионным смещением ПВЯ, но также и с другими явлениями, которые могут не быть однозначно связаны со спиральной $m = 1$ неустойчивостью [210,211].

На Рисунке 45 представлены радиальные профили амплитуды пульсаций тангенциальной скорости на основной частоте ПВЯ, извлеченные из общего

двумерного поля вдоль горизонтальной плоскости симметрии ($y = 0$) диффузора. Все профили нормированы на пиковую амплитуду U'_{t0} в базовом случае. Для каждой пространственной точки PIV-поля в измерительной области ко временным рядам мгновенной тангенциальной скорости (за вычетом среднего поля по всем кадрам) применено преобразование Фурье. Затем извлекалась амплитуда СПМ тангенциальной скорости на частоте ПВЯ. Операция позволила сформировать пространственную карту амплитуды когерентных пульсаций тангенциальной скорости, связанных исключительно с ПВЯ [211]. Представленный профиль является поперечным сечением этой карты амплитуд вдоль линии $y = 0$. Из 41 проанализированной комбинации актуатор/расход для обсуждения выбрано девять репрезентативных профилей. По оси абсцисс отложена нормированная радиальная координата, где $x/R = 0$ соответствует оси диффузора, а $x/R = 1$ – стенке отсасывающей трубы (координаты соответствуют Рисунку 14).

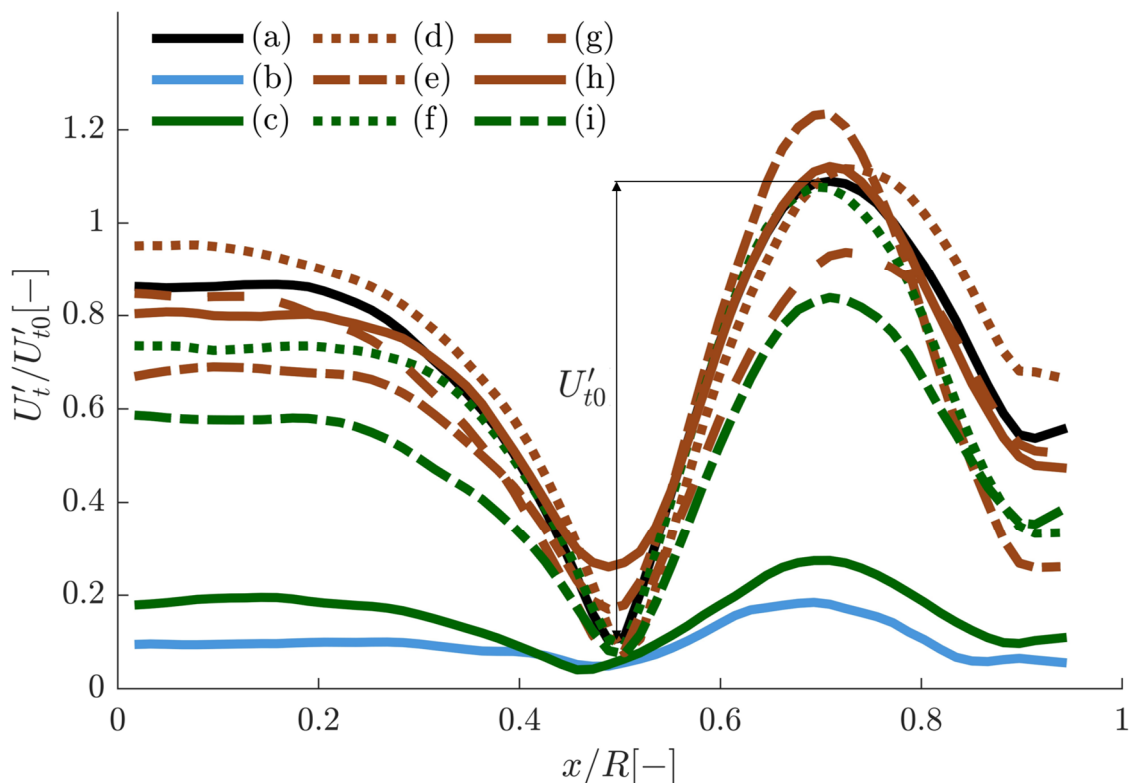


Рисунок 45 – Радиальные профили амплитуды пульсаций тангенциальной скорости на частоте ПВЯ ($m = 1$): (a) базовый случай, (b) R3610 3%, (c) A3610 3%, (d) AR7210 1,5%, (e) AR3610 1,5%, (f) A1615 1,5%, (g) AR7210 3%, (h) AR3610 3%, (i) A1615 3%

В базовом случае (Рисунок 45а) профиль демонстрирует отчётливую бимодальную структуру: выраженный минимум при $x/R \approx 0,47$ и чёткий максимум при $x/R \approx 0,7$. Эта структура отражает взаимодействие между движением ядра и радиальным градиентом поля скорости. Минимум соответствует радиальному положению, наиболее часто занимаемому центром вихревого ядра в течении прецессии [210]. В центре ядра среда вращается почти как твёрдое тело, следовательно, локальная тангенциальная скорость относительно центра равна нулю. Когда ядро расположено на линии измерения ($y = 0$), наблюдатель в этой радиальной координате регистрирует нулевую флуктуацию от внутреннего вращения ядра. Однако по мере прецессии ядра в сторону от линии измерения, данная фиксированная точка оказывается вне ядра и испытывает воздействие поля скорости, индуцированного удалённым вихрем. Индуцированная скорость в точке вне концентрированного вихря изменяется в зависимости от расстояния до центра ядра. Поскольку это расстояние периодически осциллирует с прецессией, локальная тангенциальная скорость в фиксированной точке флуктуирует. Амплитуда этой флуктуации умеренная, так как точка лишь периодически находится внутри ядра, а когда находится снаружи, то градиент индуцированной скорости не является значительным в потоке. Следовательно, радиальная координата, соответствующая осреднённому по времени положению ядра, демонстрирует локальный минимум амплитуды пульсаций, который не равен нулю, но ниже, чем в окружающей области. Максимум вблизи $x/R \approx 0,7$ совпадает с сильно деформационной кольцевой областью, окружающей ядро (сдвиговым слоем), где градиент осреднённой тангенциальной скорости максимален [210]. Здесь небольшое радиальное смещение ядра (вследствие прецессии) трансформируется в большое изменение локальной скорости, поскольку точка лежит на склоне профиля скорости. Следовательно, периодическое прохождение ядра модулирует скорость наиболее сильно именно на этих радиальных положениях ($x/R \approx 0,7$), создавая пик амплитуды пульсаций. Таким образом, радиальный профиль U'_t представляет собой «свёртку» траектории прецессии ядра,

его градиента скорости и доли периода прецессии, в течение которой каждая пространственная точка находится внутри ядра или вблизи него [146, 210, 211, 219].

Как радиальная (Рисунок 45b), так и осевая (Рисунок 45c) инжекция при $Q_{\text{control}} = 3\%$ приводят к значительному общему снижению когерентной амплитуды пульсаций тангенциальной скорости. Профиль для радиальной инжекции (Рисунок 45b) заметно более гладкий и пологий, что указывает на существенное подавление организованного периодического вихревого движения [210]. Это позволяет предположить, что ввод радиального импульса непосредственно воздействует на динамику завихренности в критической области возвратного течения вблизи оси и эффективно разрушает её, сглаживая когерентный пульсации ядра. Для осевой инжекции (Рисунок 45c), хотя подавление и очевидно, профиль сохраняет более определённую, но ослабленную форму, что подразумевает иной механизм взаимодействия [211]. Интересно, что не все осевые актуаторы дали схожие результаты. Профили для актуатора A1615 при 1,5% (Рисунок 45f) и 3% (Рисунок 45i) заметно отличаются от профиля A3610 (Рисунок 45c). Это расхождение объясняется геометрическим распределением инжекционных отверстий [210, 217]. Актуатор A1615 имеет отверстия, распределённые по его периферии, в то время как A3610 производит более центральную инжекцию. Следовательно, струи от актуатора A1615 в значительной степени обходят область повышенной гидродинамической восприимчивости (зону возвратного течения вблизи оси). Вместо этого они в основном взаимодействуют с внешним сдвиговым слоем, который оказывает меньшее влияние на устойчивость ядра. Увеличение расхода для A1615 с 1,5% (Рисунок 45f) до 3% (Рисунок 45i) даёт лишь незначительное дополнительное подавление ПВЯ, подтверждая, что местоположение инжекции так же важно для эффективного управления, как и поток импульса [210, 211, 216].

Поведение комбинированных аксиально-радиальных актуаторов раскрывает сложные, конкурирующие физические механизмы. Актуатор AR3610 с отверстиями, ориентированными под 45° , представляет собой комбинацию аксиального и радиального импульса. При $Q_{\text{control}} = 1,5\%$ (Рисунок 45e) профиль демонстрирует пространственное перераспределение энергии, а не глобальное

подавление: пульсации уменьшаются на оси, но усиливаются в области сдвигового слоя ($x/R \approx 0,6 - 0,8$). Это указывает на то, что комбинированная инжекция не нарушает самоподдерживающийся механизм ПВЯ, а может, напротив, несколько его усиливать [211]. Струи, направленные под углом, могут вносить спиральное возмущение, которое частично синхронизируется с естественной прецессионной неустойчивостью, добавляя импульс на $m = 1$. Это может эффективно «подпитывать» энергию моды, увеличивая её амплитуду в сдвиговом слое, где неустойчивость извлекает энергию из осреднённого течения. При $Q_{\text{control}} = 3\%$ (Рисунок 45h) этот эффект преодолевается самим импульсом инжекции, который, вероятно, нарушает локальную топологию течения. Профиль почти возвращается к форме базового случая, хотя и с трёхкратным увеличением минимума в области $x/R \approx 0,4 - 0,6$. Это позволяет предположить, что более высокий поток импульса дестабилизирует центр ядра, увеличивая его поперечные колебания [210,211].

Актуатор AR7210, который функционально объединяет дискретные аксиальные и радиальные отверстия, демонстрирует иную динамику. При $Q_{\text{control}} = 3\%$ (Рисунок 45g) достигается заметное подавление, хотя и менее эффективное, чем в случае чисто радиальной инжекции (Рисунок 45b). Этот результат является следствием конкуренции между двумя механизмами управления: радиальная компонента нацелена на область высокой восприимчивости для разрыва контура обратной связи, в то время как аксиальная компонента в основном действует на заполнение зоны возвратного течения и снижение неблагоприятного градиента давления, способствующего распаду вихря [210, 217]. При одновременном включении эти механизмы могут противодействовать друг другу. Аксиальная струя может создавать локальное запираение или ускоренный поток, который отклоняет или рассеивает радиальные струи, снижая их проникновение и эффективность в критической приосевой области. Таким образом, результирующий эффект представляет собой нелинейный компромисс, подчёркивая, что простое комбинирование эффективных стратегий не гарантирует аддитивного улучшения и может требовать тщательной синхронизации или пространственного разделения [210, 211, 217].

3.8 Сопоставление турбулентной кинетической энергии в потоке с пульсациями давления на стенке отсасывающей трубы

Хотя изменение интегрального параметра крутки (Рисунок 32) дает количественную оценку перестройки баланса момента импульса под действием управления, конечной инженерной целью является ослабление опасного динамического воздействия неустойчивости, а именно пульсаций давления, которые вызывают вибрации и нагрузки на конструкцию гидроагрегата [117]. Ключевым для практического применения остается вопрос: как снижение вклада ПВЯ в ТКЭ потока преобразуется в снижение опасных пульсаций давления? В связи с этим проведен одновременный анализ пульсаций давления и распределения скоростей за рабочим колесом [117, 210]. На Рисунке 46 представлено обобщение этой связи: показана зависимость нормированной амплитуды пульсаций давления на стенке (соответствующих спиральной моде $m = 1$) от квадрата нормированного вклада ПВЯ в ТКЭ потока.

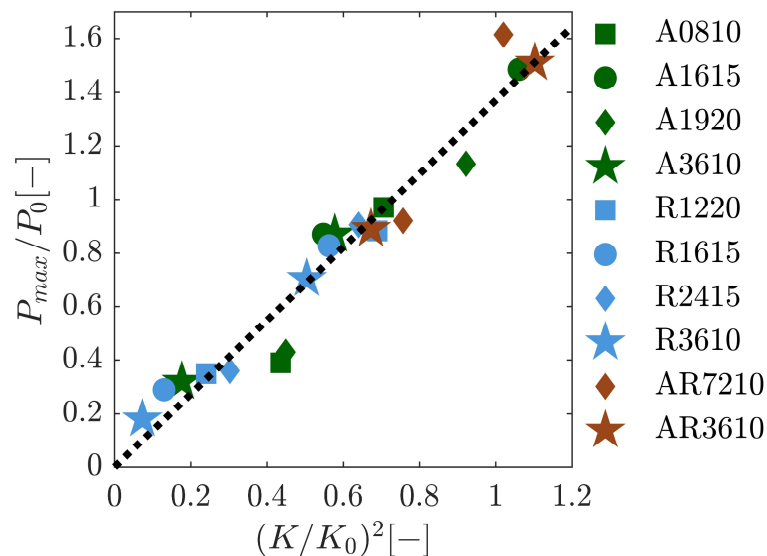


Рисунок 46 – Обобщение зависимости нормированной амплитуды пульсаций давления на стенке диффузора от нормированного квадрата вклада ПВЯ в ТКЭ общего потока

Экспериментальные данные для всех исследованных режимов инжекции обнаруживают сильную линейную корреляцию (коэффициент детерминации примерно 0,94): $\frac{P_{max}}{P_0} = 1,37 \left(\frac{K}{K_0}\right)^2$. Данная связь подтверждает, что независимо от

типа актуатора или величины коэффициента потока импульса (в исследованном диапазоне $C_\mu \leq 0,25$), интенсивность поля давления на стенке непосредственно определяется интенсивностью когерентного вихревого движения в потоке, ключевой метрикой которого является вклад ПВЯ в ТКЭ общего потока [211].

Первичным источником пульсаций давления на стенке является вращающееся несимметричное поле давления, индуцированное центростремительным ускорением вихревого ядра. Перепад давления между ядром вихря и стенкой масштабируется как $\Delta p \propto \rho u_t^2$, где u_t^2 – характерная тангенциальная скорость на периферии ядра. Амплитуда пульсаций давления P_{\max} пропорциональна $\rho \langle u_t^2 \rangle$, где угловые скобки означают осреднение по периоду прецессии. Для когерентной структуры, доминирующей в пульсационном движении, основной вклад дают пульсации тангенциальной компоненты скорости, связанной с прецессией. Таким образом, $K \propto \rho u_t^2$. Следовательно, в первом приближении, можно ожидать линейной связи $P_{\max} \propto K$.

Однако наблюдаемая квадратичная зависимость указывает на то, что при управляющем воздействии изменяется не только интенсивность пульсаций, но и пространственная структура вихря [211]. Как было показано ранее (параграф 3.5), под действием инъекции струй происходит сжатие вихревого ядра – уменьшение его радиуса и радиуса прецессии. Это приводит к двум эффектам:

- смещение вихря ближе к оси диффузора отсасывающей трубы увеличивает расстояние до стенки, что ослабляет индуцированное давление пропорционально квадрату этого расстояния;

- изменение частоты прецессии и градиентов скорости влияет на эффективность преобразования кинетической энергии в пульсации давления.

В результате, при снижении турбулентной энергии K (пропорциональной $\langle u_t^2 \rangle$) амплитуда давления падает быстрее, чем по линейному закону. Экспериментально установлено, что данное падение амплитуды хорошо описывается квадратичной функцией. Таким образом, формула отражает тот факт, что управление, направленное на подавление ПВЯ, не только уменьшает его

энергию, но и качественно перестраивает его пространственную конфигурацию, что приводит к дополнительному снижению динамических нагрузок [211].

Полученная зависимость может служить практическим критерием эффективности управления: для достижения, например, двукратного снижения амплитуды пульсаций давления ($P_{max}/P_0 = 0,5$) необходимо уменьшить турбулентную энергию до уровня $K/K_0 = \sqrt{0,5 / 1,37} \approx 0,6$, т.е. на 40%. Найденная зависимость между пульсациями давления в потоке и вкладом ПВЯ в ТКЭ потока, полученная на основе одновременного анализа пульсаций давления и распределения скоростей за рабочим колесом, дает полезное соотношение для проектирования систем активного управления ПВЯ. Также к практическим советам можно отнести то, что оптимальное активное управление потоком должно максимизировать снижение вклад ПВЯ в ТКЭ потока для минимизации его динамического воздействия на стенки отсасывающей трубы [210, 219].

3.9 Рекомендации по выбору оптимальных параметров управления и конфигурации устройства для его реализации

В предыдущих разделах показана связь между коэффициентом потока импульса и параметрами ПВЯ для различных стратегий инжекции. Этот результат подчёркивает глубокое влияние ПВЯ на общую динамику потока и указывает на особую важность всесторонней характеристики вихря, охватывающей как его пространственные, так и энергетические свойства. Качественно данная связь сведена в Таблице II [211]. Такое целостное понимание необходимо для разработки целенаправленных стратегий управления и точной оптимизации систем с доминированием вихрей.

Степень подавления фундаментально различается в зависимости от стратегии инжекции. Для оптимального радиального актуатора (R3610 при $C_\mu = 0,25$) полная потеря периодичности на фазовых портретах (Рисунок 34), снижение вклада доминирующей моды в ТКЭ потока на 70% относительно базового случая (Рисунок 33) и резкое сжатие вихревого ядра (Рисунок 37) в совокупности указывают на полное подавление когерентной моды ПВЯ и разрушение её

самоподдерживающейся петли обратной связи [211]. В противоположность этому, комбинированная (AR) инъекция может лишь ослабить моду, в то время как традиционная осевая инъекция (A) требует более высокого C_{μ} для достижения сопоставимого подавления, занимая промежуточное положение по эффективности.

Таблица II. Сводка тенденций изменения пространственных параметров ПВЯ в зависимости от типа инъекции.

Параметр ПВЯ	Осевая инъекция	Радиальная инъекция	Комбинированная инъекция	Основной тренд с C_{μ}
Радиус прецессии	Умеренное уменьшение	Сильное линейное уменьшение	Умеренное уменьшение	Уменьшение
Размер ядра	Переменный	Уменьшение	Переменный	В целом уменьшается
Шаг винта	Незначительное увеличение	Сильное линейное увеличение	Умеренное/ Переменное	Увеличение
Циркуляция	Линейное уменьшение	Сильное линейное уменьшение	Линейное уменьшение	Уменьшение
Период прецессии	Уменьшение	Наибольшее уменьшение	Уменьшение	Уменьшение

На Рисунке 47 показано сравнение результатов разных научных групп с результатами диссертационной работы. Красной линией показан результат для предлагаемой оптимальной радиальной инъекции. Видно, что предлагаемый вариант радиальной инъекции требует наименьшего C_{μ} для снижения пульсаций давления на 80% от базового случая [117, 210]. Данное сравнение подчеркивает важность выбора места и способа инъекции, величины инжектируемого расхода. Выбор, основанный на строгом теоретическом формализме ЛАУ, позволяет задействовать меньший C_{μ} , нежели в других работах, где, по-видимому, место и способ инъекции не были оптимальными [210, 211].

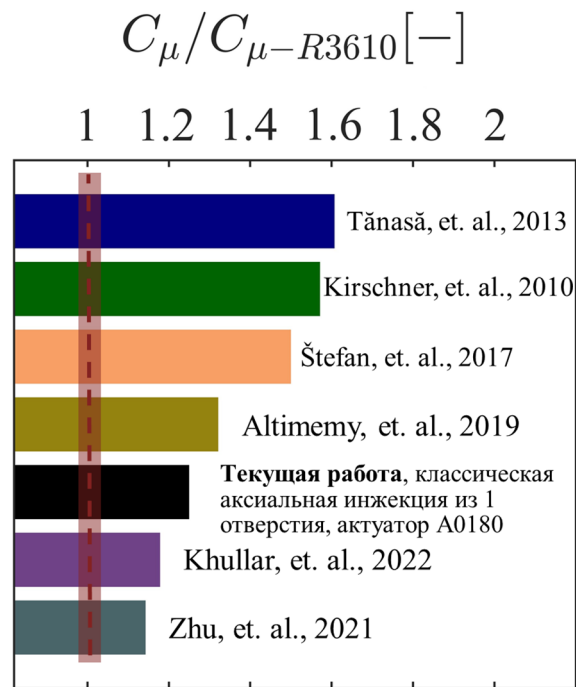


Рисунок 47 – Сравнение необходимого C_{μ} для снижения пульсаций давления на 80% от базового случая

Важно, что коэффициент потока импульса C_{μ} служит надежным показателем эффективности управления. Линейные зависимости параметров ПВЯ и интегральных характеристик потока, наблюдаемые для радиальной инжекции, четко сохраняются в исследованном диапазоне коэффициента потока импульса ($C_{\mu} \leq 0,25$), который соответствует реализуемым энергозатратам на управление до 3% от расхода основного потока [210, 211, 219]. Экстраполяция этой тенденции на значительно более высокие значения C_{μ} не оправдана, так как режим течения может фундаментально измениться: эффект подавления, как ожидается, насытится, как только ПВЯ будет полностью разрушен, а при очень высоких импульсах инжекции сама струя может начать доминировать и изменять структуру базового течения, внося дополнительные нелинейные возмущения потока [211, 219]. Таким образом, хотя линейное масштабирование эффективно описывает динамику управления в исследованном рабочем диапазоне, его пределы и поведение при более высоких C_{μ} составляют отдельный предмет для будущего исследования.

Масштабирование пространственных характеристик ПВЯ с коэффициентом потока импульса C_{μ} обеспечивает универсальный подход для разработки системы

управления потоком. C_{μ} рационально масштабирует ввод импульса, воздействующего на глобальную неустойчивость. Конечно, конкретные коэффициенты в этих зависимостях зависят от технического устройства и его геометрии, но качественные тенденции (сжатие, растяжение, подавление) и превосходство радиальной инъекции, как ожидается, сохранятся для аналогичных ограниченных расширяющихся закрученных потоков [211]. В текущем исследовании параметры вихря количественно определены для одного репрезентативного случая высокой закрутки ($S = 0,75$). Однако, лежащий в основе механизм (нарушение контура обратной связи) предполагает схожие качественные результаты при отклонениях от данного режима, с количественной чувствительностью, варьирующейся в зависимости от интенсивности закрутки [211]. Таким образом, масштабирование на основе C_{μ} предлагает фундаментальный шаг к прогнозному управлению в системах с доминированием прецессирующих вихрей.

Таким образом, радиальная инъекция превосходит осевую и комбинированную методики, избирательно разрушая слой ПВЯ, поддерживающий сдвиг, и нарушая зону обратного потока с высокой восприимчивостью, важной для контура обратной связи. Радиальный актуатор R3610 (36 отверстий диаметром 1 мм каждое) обеспечивает максимальное подавление ПВЯ при минимальном инжектируемом расходе, составляющем 3% от основного потока. Это уменьшает вклад турбулентной кинетической энергии, обусловленный ПВЯ, примерно на 70% по сравнению с исходным уровнем, одновременно уменьшив закрутку потока ниже порога распада вихря, тем самым, подавив механизм самоподдерживающейся неустойчивости и когерентность ядра вихря [210, 211]. Осевые актуаторы требуют более высоких расходы инъекции для сопоставимого подавления, а аксиально-радиальные актуаторы оказываются неэффективными [210, 211, 217, 218].

К практическим рекомендациям по технической реализации наиболее эффективного способа инъекции управляющей струи для подавления нежелательных пульсаций давления за рабочим колесом можно отнести то, что, наряду с долей инжектируемого расхода от общего расхода потока, ключевой

характеристикой эффективности воздействия управления на ПВЯ является безразмерный коэффициент потока импульса [210, 216]. На практике для подавления ПВЯ нужно стремиться достичь как можно большего коэффициента потока импульса от актуатора. При этом, требуется соблюсти баланс между затратами энергии на обеспечение нужного коэффициента потока импульса через актуатор и эффективностью подавления ПВЯ. Данный баланс можно рассчитать и учесть еще на стадии проектирования конкретной гидротурбины на задаваемые параметры водного ресурса методами численного моделирования совместно с экспериментами на уменьшенных моделях гидротурбины, подобных тем, что использованы в текущей работе в аэродинамическом стенде.

3.10 Заключение по главе

1. Применение взаимодополняющих методов диагностики (измерения пульсаций давления, ЛДА, PIV в сочетании с SPOD-анализом и G-критерием) позволило получить целостную картину воздействия управляющих струй на глобальную гидродинамическую неустойчивость в форме ПВЯ.

2. Установлено, что эффективность управления ПВЯ определяется не только величиной инжектируемого расхода, а в значительно большей степени безразмерным коэффициентом потока импульса C_μ , обеспечивающим универсальное масштабирование отклика потока на управляющее воздействие.

3. Показано, что при малых расходах инъекции (до 1%) наблюдается немонотонный эффект, выражающийся в усилении пульсаций давления для аксиальных и комбинированных актуаторов, что свидетельствует о нелинейном взаимодействии слабых струй с механизмом неустойчивости.

4. Выявлены различия в механизмах воздействия разных типов инъекции. Аксиальная инъекция заполняет зону возвратного течения, увеличивая аксиальную скорость на оси, но при этом повышает интегральный параметр закрутки S , что указывает на подавление ПВЯ через дестабилизацию контура обратной связи без снижения закрутки. Радиальная инъекция, напротив, снижает параметр закрутки ниже порога $S \approx 0,5 - 0,6$, стабилизируя поток за счёт уменьшения

углового момента и сдвига течения от точки бифуркации. Комбинированная инжекция демонстрирует наименьшую эффективность вследствие конкуренции разнонаправленных механизмов, что проявляется в слабом изменении глобальных параметров потока и сохранении когерентности вихря.

5. SPOD-анализ PIV-полей скоростей позволил количественно оценить эволюцию турбулентной кинетической энергии, связанной с ПВЯ. Установлено, что радиальные актуаторы обеспечивают максимальное снижение вклада доминирующей моды в ТКЭ потока (до 70% при $C_\mu = 0,25$), сопровождающееся полной потерей когерентности вихревой структуры, что подтверждается анализом фазовых портретов и коэффициента гармонической связанности мод.

6. Радиальные струи нарушают контур обратной связи ПВЯ, возмущая зону обратного потока с высокой восприимчивостью вблизи тела обтекания рабочего колеса, как и предсказывает теория линейной устойчивости. Это дестабилизирует спиральную вихревую структуру, уменьшая ее когерентность. Осевые струи, воздействуя на зону возвратного течения, минимально изменяли профили тангенциальной скорости, обеспечивая меньшее подавление.

7. Применение G-критерия для идентификации вихревого ядра позволило впервые получить зависимости пространственных характеристик ПВЯ от параметров управления. Показано, что с ростом C_μ происходит уменьшение радиуса прецессии и характерного размера ядра, увеличение шага винтовой структуры и снижение циркуляции. Наиболее выраженные изменения наблюдаются для радиальной инжекции: радиус прецессии уменьшается на 40%, шаг винта возрастает на 80% относительно базового случая. Увеличение частоты прецессии, достигающее 10% для радиальных актуаторов, интерпретируется как следствие сжатия вихревого ядра и сохранения момента импульса.

8. Установлена линейная корреляция между квадратом нормированного вклада ПВЯ в ТКЭ и нормированной амплитудой пульсаций давления на стенке отсасывающей трубы. Найденная зависимость дает полезное соотношение для проектирования систем активного управления ПВЯ.

9. На основе проведённого анализа сформулированы рекомендации по выбору оптимальной конфигурации управления, что также нашло свое отражение в полученном патенте № 2831741 на изобретение «Способ подавления пульсаций давления в гидротурбине» (Приложение «А»). Наилучшие результаты достигаются при использовании радиального актуатора R3610 с 36 отверстиями диаметром 1 мм, обеспечивающего значение коэффициента потока импульса $C_{\mu} = 0,25$ при инжектируемом расходе 3% от основного потока. Данная конфигурация позволяет снизить амплитуду пульсаций давления на 80% при одновременной стабилизации потока за счёт уменьшения закрутки ниже критического порога и разрушения когерентной структуры ПВЯ. Полученные результаты создают основу для разработки эффективных систем активного управления в гидротурбинах и других устройствах с закрученными течениями.

Заключение

1. Создан и модернизирован экспериментальный стенд, включающий систему инъекции с разработанными и оптимизированными актуаторами, а также адаптированный комплекс диагностики потока. Это позволило провести высокоточные измерения пространственно-временных характеристик течения в контролируемых условиях.

2. Показано, что инъекция дополнительного расхода в области высокой восприимчивости потока к возмущениям, приводит к заметному изменению характеристик ПВЯ. Впервые получена обширная база данных, детально описывающая эволюцию вихревых структур под внешним воздействием в режимах с высокими пульсациями давления. Оптимальная инъекция приводит к значительному уменьшению интенсивности вихря, снижению радиуса его прецессии, увеличению шага винта, снижению вклада ПВЯ в турбулентную кинетическую энергию потока.

3. Выявлены физические механизмы стабилизации потока. Установлено, что инъекция приводит к ряду взаимосвязанных эффектов: нарушению когерентной структуры ПВЯ, перераспределению момента количества движения в ядре потока, а также снижению уровня пульсаций давления. Показано, что предлагаемый метод радиальной инъекции позволяет значительно снизить динамические нагрузки на проточную часть турбины. Одновременный анализ пульсаций давления и распределения скоростей за рабочим колесом позволил установить как механизмы управления вихревыми структурами, так и линейную корреляцию между квадратом нормированного вклада ПВЯ в ТКЭ и нормированной амплитудой пульсаций давления на стенке отсасывающей трубы.

4. Установлен определяющий безразмерный параметр (коэффициент потока импульса), от которого зависит эффективность управления. Построены обобщающие зависимости, позволяющие прогнозировать изменение характеристик ПВЯ в функции от заданных управляющих воздействий. На

практике для подавления ПВЯ нужно стремиться достичь как можно большего коэффициента потока импульса от актуатора.

5. Научно обоснован и предложен подход к выбору оптимальных параметров системы управления (величина расхода, коэффициент потока импульса, расположение и геометрия актуаторов). Найдена методика инжекции, обеспечивающая максимальную эффективность подавления опасных вихревых структур при минимальном управляющем воздействии. Тщательный выбор оптимального направления и места подачи значительно снижает необходимый расход для подавления вихревых структур, что положительно сказывается на общей эффективности турбины. Удалось достичь подавления пульсаций давления от ПВЯ на 80% при расходе струй, составляющем 3% от основного потока и коэффициенте потока импульса $C_{\mu} = 0,25$, что лучше соответствующих параметров, представленных в литературе.

Благодарности

Автор выражает глубокую благодарность научному руководителю д.ф.-м.н. Шторку Сергею Ивановичу за интересные научные задачи и всестороннюю помощь в работе.

Также автор благодарит к.ф.-м.н. Литвинова И.В., к.ф.-м.н. Скрипкина С. Г., д.т.н. Наумова И.В., академика РАН Алексеенко С.В., и коллектив лаборатории проблем теплопереноса за помощь в работе, обсуждение результатов и ценные замечания.

Источники финансирования

Исследования выполнялись в 2018-2025 гг. в рамках государственного задания ИТ СО РАН, отдельные задачи относились к работам по грантам РФФИ № 25-79-30002 «Развитие энергетических технологий в условиях изменения климата» (рук. академик РАН Алексеенко С.В.), № 25-79-10154 «Развитие современных подходов к управлению кавитацией и крупномасштабными вихрями для повышения устойчивости и эффективности работы гидротурбин» (рук. к.ф.-м.н. Скрипкин С. Г.), № 21-19-00769 «Крупномасштабные нестационарные вихревые структуры в энергетическом оборудовании», (рук. д.ф.-м.н. Шторк С. И.), гранту РФФИ № 20-58-12012 «Разработка активных методов управления гидродинамическими неустойчивостями в отсасывающей трубе гидротурбины Френсиса с помощью линейного анализа устойчивости» (рук. академик РАН Алексеенко С.В.). Исследования также поддержаны стипендией Президента Российской Федерации для аспирантов и адъюнктов, проводящих научные исследования в рамках реализации приоритетов научно-технологического развития Российской Федерации, определенных в стратегии научно-технологического развития Российской Федерации.

Список обозначений и сокращений

Сокращения

- БЕР** (Best Efficiency Point) – режим наивысшего КПД (оптимальный режим)
- CCD** (Charge-Coupled Device) – прибор с зарядовой связью (матрица камеры)
- CFD** (Computational Fluid Dynamics) – вычислительная гидродинамика
- CLАHE** (Contrast-Limited Adaptive Histogram Equalization) – адаптивное усиление гистограммы с ограничением по контрасту
- DMD** (Dynamic Mode Decomposition) – динамическая декомпозиция мод
- LDV** (Laser Doppler Velocimetry) – лазерно-доплеровская анемометрия (см. ЛДА)
- LES** (Large Eddy Simulation) – моделирование крупных вихрей
- Nd:YAG** (Neodymium-doped Yttrium Aluminum Garnet) – алюмо-иттриевый гранат с неодимом (тип твердотельного лазера)
- PANS** (Partially Averaged Navier-Stokes) – частично осредненные уравнения Навье-Стокса
- PIV** (Particle Image Velocimetry) – анемометрия по изображениям частиц
- POD** (Proper Orthogonal Decomposition) – метод главных компонент
- PSD** (Power Spectral Density) – спектральная плотность мощности (СПМ)
- RANS** (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) – уравнения Навье-Стокса, осредненные по Рейнольдсу
- SAS** (Scale-Adaptive Simulation) – масштабно-адаптивное моделирование
- SPOD** (Spectral Proper Orthogonal Decomposition) – спектральный метод главных компонент
- SST** (Shear Stress Transport) – модель переноса сдвиговых напряжений (в контексте турбулентности)
- URANS** (Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes) – нестационарные уравнения Навье-Стокса, осредненные по Рейнольдсу
- ГЭС** – гидроэлектростанция

ИТ СО РАН – Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе Сибирского отделения Российской академии наук

КПД – коэффициент полезного действия

КПУ – координатно-перемещающее устройство

ЛАУ – линейный анализ устойчивости

ЛДА – лазерная доплеровская анемометрия (аналог LDV)

ЛМЗ – Ленинградский металлический завод

ЛПИ – Ленинградский политехнический институт (сейчас - ФГАОУ ВО СПбПУ)

МЭК – Международная электротехническая комиссия (IEC)

ПВЯ – прецессирующее вихревое ядро

ПИД-регулятор – пропорционально-интегрально-дифференцирующий регулятор

СПМ – спектральная плотность мощности (аналог PSD)

ТКЭ – турбулентная кинетическая энергия

ФЭУ – фотоэлектронный умножитель

Обозначения

a – радиус частицы-трассера [м]

$a_i(t)$ – временные коэффициенты i -ой моды (в POD/SPOD анализе)

C – поправка Кенингема-Милликена

C_μ – безразмерный коэффициент потока импульса

D – характерный линейный масштаб (входной диаметр отсасывающей трубы) [м]

d – характерный размер вихревого ядра [м]

f – частота [Гц]

f_0 – частота прецессии ПВЯ в базовом режиме [Гц]

$G(P)$ – значение G-критерия для идентификации вихря в точке P

G_θ – поток момента импульса в осевом направлении

G_z – поток импульса в осевом направлении

H – напор [м]

h – шаг винтовой структуры ПВЯ [м]

K – вклад пары мод в турбулентную кинетическую энергию (ТКЭ) [%]

m – номер азимутальной моды (0, 1, 2)

N – число реализаций/кадров/трассеров

N_f – ширина фильтра в SPOD анализе (количество кадров)

n – частота вращения рабочего колеса [об/мин]

n_c – частота вращения рабочего колеса в оптимальном режиме [об/мин]

P_{\max} – амплитуда доминирующего пика пульсаций давления [Па]

p – давление [Па]

$p_k(t)$ – сигнал давления с k -го датчика

Q – расход основного потока [$\text{м}^3/\text{с}$]

Q_c – расход основного потока в оптимальном режиме [$\text{м}^3/\text{с}$]

Q_{control} – расход инъекции (управляющий расход) [$\text{м}^3/\text{с}$]

Q_{int} – расход, полученный интегрированием профиля осевой скорости [$\text{м}^3/\text{с}$]

R – радиус (характерный размер, радиус камеры) [м]

R_0 – средний радиус прецессии ПВЯ в базовом режиме [м]

$R_{i,j}$ – корреляционная матрица

r – радиальная координата [м]

S – параметр крутки потока [-]

S_0 – параметр крутки в базовом режиме [-]

S_g – геометрический параметр крутки [-]

S_c – суммарная площадь всех отверстий актуатора [м^2]

$S_{i,j}$ – отфильтрованная корреляционная матрица (в SPOD)

St – число Стокса [-]

T – период прецессии ПВЯ [с]

U – тангенциальная (окружная) компонента скорости [м/с]

V – осевая (аксиальная) компонента скорости [м/с]

W – среднерасходная скорость [м/с]

W_{control} – среднерасходная скорость управляющих струй [м/с]

x – радиальная координата (см. r) [м]

\mathbf{x} – вектор пространственных координат

y – поперечная координата [м]

z – осевая координата [м]

Γ – циркуляция [$\text{м}^2/\text{с}$]

ΔP – перепад давления [Па]

ε – доля сохраненной энергии при отборе мод

λ_i – собственные значения (в SPOD анализе)

λ_2 – второй инвариант тензора градиента скорости (критерий вихря)

μ – динамическая вязкость [$\text{Па}\cdot\text{с}$]

μ_k – энергия k -й моды SPOD

ν – кинематическая вязкость [$\text{м}^2/\text{с}$]

ν_i – собственные значения оператора эволюции T (в DMD)

ρ – плотность среды [$\text{кг}/\text{м}^3$]

σ_R – среднеквадратичное отклонение радиуса прецессии

ω_z – завихренность [с^{-1}]

$\Phi_i(\mathbf{x})$ – пространственные моды i -й моды (в POD/SPOD анализе)

Список использованной литературы

1. IEA. World Energy Outlook 2025 / IEA. – International Energy Agency, 2025.
2. Escudier, M. Confined Vortices in Flow Machinery / M. Escudier // *Annual Review of Fluid Mechanics*. – 1987. – Vol. 19, № 1. – P. 27-52.
3. Study of the vortex-induced pressure excitation source in a Francis turbine draft tube by particle image velocimetry / A. Favrel, A. Müller, C. Landry [et al.] // *Experiments in Fluids*. – 2015. – Vol. 56, № 12. – P. 215.
4. Goyal, R. Characteristics of Synchronous and Asynchronous modes of fluctuations in Francis turbine draft tube during load variation / R. Goyal, M. J. Cervantes, B. K. Gandhi // *International Journal of Fluid Machinery and Systems*. – 2017. – Vol. 10, № 2. – P. 164-175.
5. Алексеенко, С. В. Введение в теорию концентрированных вихрей / С. В. Алексеенко, П. А. Куйбин, В. Л. Окулов. – Новосибирск: Институт теплофизики, 2003. – 504 с.
6. Foroutan, H. Flow in the Simplified Draft Tube of a Francis Turbine Operating at Partial Load—Part II: Control of the Vortex Rope / H. Foroutan, S. Yavuzkurt // *Journal of Applied Mechanics*. – 2014. – Vol. 81, № 6. – P. 061011.
7. Rheingans, W. J. Power Swings in Hydroelectric Power Plants / W. J. Rheingans // *Journal of Fluids Engineering*. – 1940. – Vol. 62, № 3. – P. 171-177.
8. Power Swing Generated in Francis Turbines by Part Load and Overload Instabilities / D. Valentín, A. Presas, E. Egusquiza [et al.] // *Energies*. – 2017. – Vol. 10, № 12. – P. 2124.
9. Trivedi, C. Effect of transients on Francis turbine runner life: a review / C. Trivedi, B. Gandhi, C. J. Michel // *Journal of Hydraulic Research*. – 2013. – Vol. 51, № 2. – P. 121-132.
10. Dörfler, P. Flow-induced pulsation and vibration in hydroelectric machinery: engineer's guidebook for planning, design and troubleshooting. Flow-induced

- pulsation and vibration in hydroelectric machinery / P. Dörfler, M. Sick, A. Coutu. – London; New York : Springer, 2013. – 242 p.
11. Ростехнадзор. Акт технического расследования причин аварии, происшедшей 17 августа 2009 года в филиале открытого акционерного общества «Русгидро» - «Саяно-Шушенская ГЭС имени П.С. Непорожного» / Ростехнадзор. – 2009.
 12. Syred, N. A review of oscillation mechanisms and the role of the precessing vortex core (PVC) in swirl combustion systems / N. Syred // Progress in Energy and Combustion Science. – 2006. – Vol. 32, № 2. – P. 93-161.
 13. Молочников, В. М. Эволюция закрученного потока в круглой трубе после лопаточного завихрителя при умеренных числах Рейнольдса / В. М. Молочников, Н. Д. Пашкова, А. А. Паерелий // Теплофизика и аэромеханика. – 2025. – Т. 32, № 4. – С. 667-682.
 14. Катасонов, М. М. Экспериментальное исследование взаимодействия моделируемых возмущений набегающего потока с затупленной передней кромкой стреловидного крыла / М. М. Катасонов, В. В. Козлов // Теплофизика и аэромеханика. – 2025. – Т. 32, № 1. – С. 41-47.
 15. On Impact of Helical Structures on Stabilization of Swirling Flames with Vortex Breakdown / V. M. Dulin, A. S. Lobasov, L. M. Chikishev [et al.] // Flow, Turbulence and Combustion. – 2019. – Vol. 103, № 4. – P. 887-911.
 16. Flow Instability Control in a Model Swirl-Stabilized Combustor with Central Jet Injection / A. Savitskii, D. Sharaborin, L. Chikishev, V. Dulin // Inventions. – 2023. – Vol. 8, № 6. – P. 148.
 17. Чаплина, Т. Перемещение плавучих маркеров по поверхности вихревой воронки / Т. Чаплина, А. Кистович // Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа. – 2022. – № 6. – С. 42-55.
 18. Kuibin, P. A. A model for precessing helical vortex in the turbine discharge cone / P. A. Kuibin, R. F. Susan-Resiga, S. Muntean // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2014. – Vol. 22, № 2. – P. 022024.
 19. Mitigation of flow-induced pressure fluctuations in a Francis turbine operating at the design and partial load regimes—LES simulations / M. Altimemy, B. Attiya, C.

- Daskiran [et al.] // International Journal of Heat and Fluid Flow. – 2019. – Vol. 79. – P. 108444.
20. Unsteady Pressure Analysis of a Swirling Flow With Vortex Rope and Axial Water Injection in a Discharge Cone / A. I. Bosioc, R. Susan-Resiga, S. Muntean, C. Tanasa // Journal of Fluids Engineering. – 2012. – Vol. 134, № 8. – P. 081104.
 21. Influence of runner cone profile and axial water jet injection in a low head Francis turbine at part load / S. Khullar, K. M. Singh, M. J. Cervantes, B. K. Gandhi // Sustainable Energy Technologies and Assessments. – 2022. – Vol. 50. – P. 101810.
 22. Experimental investigation of vortex control with an axial jet in the draft tube of a model pump-turbine / O. Kirschner, H. Schmidt, A. Ruprecht [et al.] // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2010. – Vol. 12. – P. 012092.
 23. An Overview of Active Control Techniques for Vortex Rope Mitigation in Hydraulic Turbines / S. Shtork, D. Suslov, S. Skripkin [et al.] // Energies. – 2023. – Vol. 16, № 13. – P. 5131.
 24. Proper Orthogonal Decomposition of Self-Induced Instabilities in Decelerated Swirling Flows and Their Mitigation Through Axial Water Injection / D. Ștefan, P. Rudolf, S. Muntean, R. Susan-Resiga // Journal of Fluids Engineering. – 2017. – Vol. 139, № 8. – P. 081101.
 25. Flow-feedback method for mitigating the vortex rope in decelerated swirling flows / C. Tănasă, R. Susan-Resiga, S. Muntean, A. I. Bosioc // Journal of Fluids Engineering. – 2013. – Vol. 135, № 6. – P. 061304.
 26. IRENA. Renewable energy statistics 2023 / IRENA. – International Renewable Energy Agency, Abu Dhabi, 2023.
 27. Федун Л., Сонин А. Перспективы развития мировой и российской энергетики: сценарии до 2050 года / Федун Л., Сонин А. // Энергетическая политика. – 2022. – Т. 167., № 1. – С. 6-19.
 28. Об утверждении Стратегии социально-экономического развития Российской Федерации с низким уровнем выбросов парниковых газов до 2050 года: распоряжение Правительства Российской Федерации от 29 октября 2021 г. № 3052-р // ГАРАНТ.ру : [сайт]. – URL:

- <https://www.garant.ru/products/ipo/prime/doc/402894476/> (дата обращения: 21.02.2026).
29. Анализ структуры течения в модели микрогидротурбинного аппарата/ С. И. Шторк, Д. А. Суслов, И. В. Литвинов, Е. Ю. Гореликов // Прикладная механика и техническая физика. – 2020. – Т. 61, № 5. – С. 144-151.
 30. Щапов, Н. М. Турбинное оборудование гидроэлектростанций / Н. М. Щапов. – М. : Госэнергоиздат, 1961.
 31. Dixon, S. L. Fluid Mechanics and Thermodynamics of Turbomachinery / S. L. Dixon, C. A. Hall. – Elsevier, 2013.
 32. Кривченко, Г. И. Гидравлические машины: Турбины и насосы. Учебник для вузов. / Кривченко, Г. И. – М. : Машиностроение, 1978. – 320 с.
 33. Micro Hydro-Electric Energy Generation-An Overview / A. Sikiru, Abdulazeez, Y. Yisah [et al.] // American Journal of Engineering Research. – 2017. – Vol. 6. – P. 5-12.
 34. Hydro power station Bad Dürrenberg, formworks for draft tube – Germany. – URL: <https://www.spezialschalungen.com/en/hydro-power-station-bad-duerrenberg-formworks-for-draft-tube-germany/> (дата обращения: 06.05.2024). –Текст : электронный.
 35. Voith-Siemens, Germany. Runner of a Francis turbine used for the Sanxia (Three Gorges Dam) power plant, China. / Voith-Siemens, Germany. – 2003. – URL: <http://www.voithsiemens.com> (дата обращения: 06.05.2024). –Текст : электронный.
 36. Губин, М. Ф. Отсасывающие трубы гидроэлектростанций / М. Ф. Губин. – Москва : Энергия, 1970. – 270 с.
 37. Щавелев, Д. С. Гидроэнергетические установки / Д. С. Щавелев. – Л. : Энергоиздат, 1981.
 38. Смирнов, И. Н. Гидравлические турбины / И. Н. Смирнов. – М. : Госэнергоиздат, 1956. – 387 с.
 39. Топаж, Г. И. Лопастные гидромашин и гидродинамические передачи : учебное пособие / Г. И. Топаж ; Санкт-Петербургский государственный

- политехнический университет. – Санкт-Петербург : Изд-во Политехн. ун-та, 2011. – 154 с. – (Энергетика в политехническом университете)
40. Hussian, Z. Basic Fluid Mechanics and Hydraulic Machines / Z. Hussian, Z. Abdullah, Z. Alimuddin. – 2008. – 234 p.
 41. Hydraulic Design / D. Lysne, B. Glover, H. Støle, E. Tesaker. – Norwegian University of Science and Technology, 2003.
 42. Гупта, А. Закрученные потоки / А. Гупта, Д. Лилли, Н. Сайред. – Мир, 1987. – 588 с.
 43. Лойцянский, Л. Г. Распространение закрученной струи в безграничном пространстве, затопленном той же жидкостью / Л. Г. Лойцянский // Прикладная математика и механика. – 1953. – Т. XVII.
 44. Farokhi, S. Effect of initial swirl distribution on the evolution of a turbulent jet / S. Farokhi, R. Taghavi, E. J. Rice // AIAA Journal. – 1989. – Vol. 27, № 6. – P. 700-706.
 45. Comparative analysis of twin vortex ropes in laboratory models of two hydro-turbine draft-tubes / S. Skripkin, M. Tsoy, S. Shtork, K. Hanjalić // Journal of Hydraulic Research. – 2016. – Vol. 54, № 4. – P. 450-460.
 46. Correlation of swirl number for a radial-type swirl generator / H. J. Sheen, W. J. Chen, S. Y. Jeng, T. L. Huang // Experimental Thermal and Fluid Science. – 1996. – Vol. 12, № 4. – P. 444-451.
 47. Toh, I. K. Axial plus tangential entry swirling jet / I. K. Toh, D. Honnery, J. Soria // Experiments in Fluids. – 2010. – Vol. 48, № 2. – P. 309-325.
 48. Effects of a Diverging Cup on Swirl Number, Flow Pattern, and Topology of Premixed Flames / A. Degenève, P. Jourdain, C. Mirat [et al.] // Journal of Engineering for Gas Turbines and Power. – 2019. – Vol. 141, № 3. – P. 031022.
 49. Grimble, T. A. Characterisation of acoustically linked oscillations in cyclone separators / T. A. Grimble, A. Agarwal // Journal of Fluid Mechanics. – 2015. – Vol. 780. – P. 45-59.
 50. Coherent structures in unsteady swirling jet flow / C. E. Cala, E. C. Fernandes, M. V. Heitor, S. I. Shtork // Experiments in Fluids. – 2006. – Vol. 40, № 2. – P. 267-276.

51. Chigier, N. A. Velocity and Static-Pressure Distributions in Swirling Air Jets Issuing From Annular and Divergent Nozzles / N. A. Chigier, J. M. Beér // *Journal of Basic Engineering*. – 1964. – Vol. 86, № 4. – P. 788.
52. Alekseenko, S. V. Swirling flow large-scale structures in a combustor model / S. V. Alekseenko, Shtork, S. I. // *Russian J. Eng. Thermophys.* – 1992. – Vol. 2, № 4. – P. 231-266.
53. Unsteady regimes and pressure pulsations in draft tube of a model hydro turbine in a range of off-design conditions / I. Litvinov, S. Shtork, E. Gorelikov [et al.] // *Experimental Thermal and Fluid Science*. – 2018. – Vol. 91. – P. 410-422.
54. Study on swirl flow and surge in an elbow type draft tube / M. Nishi, T. Kubota, S. Matsunaga, Y. Senoo // *10th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Cavitation*. – 1980. – Vol. 1. – P. 557.
55. Chanaud, R. C. Observations of oscillatory motion in certain swirling flows / R. C. Chanaud // *Journal of Fluid Mechanics*. – 1965. – Vol. 21, № 01. – P. 111.
56. Алексеенко, С. В. Вихревые явления и их влияние на процессы переноса / С. В. Алексеенко, И. В. Наумов. – Новосибирск : Российская академия наук, Сибирское отделение, Институт теплофизики им. С. С. Кутателадзе, 2018. – 366 с.
57. Cassidy, J. J. Observations of unsteady flow arising after vortex breakdown / J. J. Cassidy, H. T. Falvey // *Journal of Fluid Mechanics*. – 1970. – Vol. 41, № 4. – P. 727-736.
58. Kuibin, P. A. Self-induced motion and asymptotic expansion of the velocity field in the vicinity of a helical vortex filament / P. A. Kuibin, V. L. Okulov // *Physics of Fluids*. – 1998. – Vol. 10, № 3. – P. 607-614.
59. Three-dimensional coherent structures in a swirling jet undergoing vortex breakdown: stability analysis and empirical mode construction / K. Oberleithner, M. Sieber, C. N. Nayeri [et al.] // *Journal of Fluid Mechanics*. – 2011. – Vol. 679. – P. 383-414.

60. Stöhr, M. Phase-resolved characterization of vortex–flame interaction in a turbulent swirl flame / M. Stöhr, R. Sadanandan, W. Meier // *Experiments in Fluids*. – 2011. – Vol. 51, № 4. – P. 1153-1167.
61. Helical vortices in swirl flow / S. V. Alekseenko, P. A. Kuibin, V. L. Okulov, S. I. Shtork // *Journal of Fluid Mechanics*. – 1999. – Vol. 382. – P. 195-243.
62. Swirl flow structure and flame characteristics in a model lean premixed combustor / P. M. Anacleto, E. C. Fernandes, M. V. Heitor, S. I. Shtork // *Combustion Science and Technology*. – 2003. – Vol. 175, № 8. – P. 1369-1388.
63. Pasche, S. Part Load Vortex Rope as a Global Unstable Mode / S. Pasche, F. Avellan, F. Gallaire // *Journal of Fluids Engineering*. – 2017. – Vol. 139, № 5. – P. 051102.
64. Palkin, E. V. Large-eddy simulations of a swirling flow in a model Francis turbine / E. V. Palkin, M. Y. Hrebtov, R. I. Mullyadzhyanov // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2021. – Vol. 2119, № 1. – P. 012026.
65. Суслов, Д. А. Сравнительный анализ пульсаций давления, вызванных спирально-вихревыми структурами в проточной части модели гидротурбины / Д. А. Суслов, И. В. Литвинов, Е. Ю. Гореликов // *Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика*. – 2021. – Т. 21, № 3. – С. 49-56.
66. Iliescu, M. S. Analysis of the Cavitating Draft Tube Vortex in a Francis Turbine Using Particle Image Velocimetry Measurements in Two-Phase Flow / M. S. Iliescu, G. D. Ciocan, F. Avellan // *Journal of Fluids Engineering*. – 2008. – Vol. 130, № 2. – P. 021105.
67. Modal Decomposition of the Precessing Vortex Core in a Hydro Turbine Model / I. Litvinov, D. Sharaborin, E. Gorelikov [et al.] // *Applied Sciences*. – 2022. – Vol. 12, № 10. – P. 5127.
68. Unsteady pressure measurements of decelerated swirling flow in a discharge cone at lower runner speeds / A. I. Bosioc, S. Muntean, C. Tanasa [et al.] // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2014. – Vol. 22.

69. Anti-phase oscillations of an elliptical cavitation vortex in Francis turbine draft tube / A. Favrel., Z. Liu., M. H. Khozaei, T. Irie, K. Miyagawa // *Physics of Fluids*. – 2022. – Vol. 34, № 6. – P. 064112.
70. Surging Characteristics of Conical and Elbow- Type Draft Tubes / M. Nishi, S. Matsunaga, T. Kubota, Y. Senoo // *The 12th IAHR SYMPOSIUM*. – Stirling, 1984. – P. 272-283.
71. Брызгалов, В. И. Из опыта создания и освоения Красноярской и Саяно-Шушенской гидроэлектростанций / В. И. Брызгалов. – Красноярск : Сибирский ИД «Суриков», 1999. – 560 с.
72. Vortex rope patterns at different load of hydro turbine model / S. Skripkin, M. Tsoy, P. Kuibin, S. Shtork // *MATEC Web of Conferences*. – 2017. – Vol. 115. – P. 06004.
73. Dynamic stresses in a Francis model turbine at deep part load / W. Weber, F. Von Locquenghien, P. Conrad, J. Koutnik // *Journal of Physics: Conference Series*. – 2017. – Vol. 813, № 1. – P. 1-5.
74. Magnoli, M. V. Influence of Hydraulic Design on Stability and on Pressure Pulsations in Francis Turbines at Overload, Part Load and Deep Part Load based on Numerical Simulations and Experimental Model Test Results / M. V. Magnoli, M. Maiwald // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2014. – Vol. 22, № 3. – P. 032013.
75. Cavitation surge modelling in Francis turbine draft tube / S. Alligne, C. Nicolet, Y. Tsujimoto, F. Avellan // *Journal of Hydraulic Research*. – 2014. – Vol. 52, № 3. – P. 399-411.
76. Rudolf, P. Reduced order model of draft tube flow / P. Rudolf, D. Štefan // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2014. – Vol. 22, № 2. – P. 022022.
77. Rudolf, P. Decomposition of the swirling flow field downstream of Francis turbine runner / P. Rudolf, D. Štefan // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2012. – Vol. 15, № 6. – P. 062008.

78. Кутателадзе, С. С. Моделирование теплоэнергетического оборудования / С. С. Кутателадзе, Д. Н. Ляховский, В. А. Пермяков. – Ленинград : Энергия, Ленингр. отд-ние, 1966. – 376 с. – (Библиотека теплоэнергетика).
79. Седов, Л. И. Методы подобия и размерности в механике / Л. И. Седов. – 8-е изд. – М. : Наука, 1977. – 440 с.
80. Повх, И. Л. Аэродинамический эксперимент в машиностроении / Повх, И. Л. – Л.: Машиностроение, 1974, 480 с.
81. Falvey, H. T. Draft tube surges / Falvey, H. T. – US Bureau of Reclamation Report, REC-ERC-71-42. – 1971.
82. Comparison of draft tube surging of homologous scale models and prototype Francis turbines / R. K. Fisher, U. Palde, P. Ulith, J. Voith // Proceedings of the 10th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems. – 1980. – P. 541-556.
83. On the relevance of the runner crown for flow instabilities in a Francis turbine / J. S. Müller, F. Lückoff, T. L. Kaiser, K. Oberleithner // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2022. – Vol. 1079, № 1. – P. 012053.
84. Axisymmetric Swirling Flow Simulation of the Draft Tube Vortex in Francis Turbines at Partial Discharge / R. Susan-Resiga, S. Muntean, P. Stein, F. Avellan // International Journal of Fluid Machinery and Systems. – 2009. – Vol. 2, № 4. – P. 295-302.
85. Comparative analysis of air and water flows in simplified hydraulic turbine models / S. Skripkin, D. Suslov, E. Gorelikov [et al.] // Journal of Physics: Conference Series. – 2022. – Vol. 2150, № 1. – P. 012001.
86. Study of the velocity distribution influence upon the pressure pulsations in draft tube model of hydro-turbine / V. Sonin, A. Ustimenko, P. Kuibin [et al.] // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2016. – Vol. 49, № 8. – P. 082020.
87. Data-Driven Prediction of Unsteady Vortex Phenomena in a Conical Diffuser / S. Skripkin, D. Suslov, I. Plokhikh [et al.] // Energies. – 2023. – Vol. 16, № 5. – P. 2108.
88. Bosioc, A. 2D LDV measurements and comparison with axisymmetric flow analysis of swirling flow in a simplified draft tube / A. Bosioc, C. Tanasa, S. Muntean, R. Susan-Resiga // In Proceedings of the 3rd IAHR International Meeting of Workgroup

- on Cavitation and Dynamic Problems in Hydraulic Machinery and Systems. – Brno, Czech Republic, 2009. – P. 551-560.
89. Веников, В. А. Оптимизация режимов электростанций и энергосистем : учеб. для вузов энерг. спец. вузов / В. А. Веников, В. Г. Журавлев, Т. А. Филиппова. – Москва : Энергоатомиздат, 1990. – 352 с.
90. Avellan, F. Introduction to cavitation in hydraulic machinery / F. Avellan // 6th International Conference on Hydraulic Machinery and Hydrodynamics. – 2004. – P. 11-22.
91. Transient phenomena in the draft tube model of a Francis hydro-turbine / D. A. Suslov, I. V. Litvinov, E. U. Gorelikov, S. I. Shtork // Journal of Physics: Conference Series. – 2019. – Vol. 1359. – P. 012016.
92. Brunton, S. L. Machine Learning for Fluid Mechanics / S. L. Brunton, B. R. Noack, P. Koumoutsakos // Annual Review of Fluid Mechanics. – 2020. – Vol. 52, № 1. – P. 477-508.
93. Analysis of RANS turbulence models by calculating the steady-state flow in the Turbine-99 draft tube / A. V. Sentyabov, A. A. Gavrilov, A. A. Dekterev, A. V. Minakov // Computational Continuum Mechanics. – 2013. – Vol. 6, № 1. – P. 86-93.
94. A Novel Passive Method to Control the Swirling Flow with Vortex Rope from the Conical Diffuser of Hydraulic Turbines with Fixed Blades / C. Tănasă, A. Bosioc, S. Muntean, R. Susan-Resiga // Applied Sciences. – 2019. – Vol. 9, № 22. – P. 4910.
95. Biela, V. Draft tube fins : Proc. 19th IAHR Symp. on Hydraulic Machinery and Cavitation, Singapore / V. Biela, H. Beltran. – 1998. – P. 454-461.
96. Kurokawa, J. Effect of J-Groove on the Suppression of Swirl Flow in a Conical Diffuser / J. Kurokawa, H. Imamura, Y.-D. Choi // Journal of Fluids Engineering. – 2010. – Vol. 132, № 7. – P. 071101.
97. Nishi, M. An experimental study on fins, their role in control of the draft tube surging / M. Nishi [et al.] // Hydraulic Machinery and Cavitation : Proceedings of the XVIII IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Cavitation. – Dordrecht : Springer Netherlands, 1996. – P. 905-914.

98. Zhou, X. Numerical and experimental investigation of the effect of baffles on flow instabilities in a Francis turbine draft tube under partial load conditions / X. Zhou, H. Wu, C. Shi // *Advances in mechanical engineering*. – 2019. – Vol. 11, № 1. – P. 1687814018824468.
99. A review on remedial attempts to counteract the power generation compromise from draft tubes of hydropower plants / A. Muhirwa, W.-H. Cai, W.-T. Su [et al.] // *Renewable Energy*. – 2020. – Vol. 150. – P. 743-764.
100. Kumar, S. Rotating vortex rope formation and mitigation in draft tube of hydro turbines – A review from experimental perspective / S. Kumar, M. J. Cervantes, B. K. Gandhi // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. – 2021. – Vol. 136. – P. 110354.
101. A Perspective Review of Passive Techniques Applied to Control the Swirling Flow Instabilities From the Conical Diffuser of Hydraulic Turbines / C. Tanasa, A. Bosioc, A. Stuparu [et al.] // *Applied Mechanics Reviews*. – 2024. – Vol. 76, № 1. – P. 010801.
102. Tanasa, C. Numerical assessment of a novel concept for mitigating the unsteady pressure pulsations associated to decelerating swirling flow with precessing helical vortex / C. Tanasa [et al.] // *AIP Conference Proceedings*. – AIP Publishing LLC, 2015. – Vol. 1702, № 1. – P. 080003.
103. A study on hybrid control of draft tube surge / M. Nishi, K. Yoshida, M. Fujii, K. Miyamoto // *The XXIst IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems Conference*. – 2002. – P. 35-39.
104. The effect of runner cone design on pressure oscillation characteristics in a Francis hydraulic turbine / Z. D. Qian, W. Li, W. X. Huai, Y. L. Wu // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*. – 2012. – Vol. 226, № 1. – P. 137-150.
105. Gogstad, P. J. Evaluation of runner cone extension to dampen pressure pulsations in a Francis model turbine / P. J. Gogstad, O. G. Dahlhaug // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2016. – Vol. 49. – P. 082019.

106. Кс, А. CFD study on prediction of vortex shedding in draft tube of Francis turbine and vortex control techniques / А. Кс, Y. H. Lee, B. Thapa // *Renewable Energy*. – 2016. – Vol. 86. – P. 1406-1421.
107. Optimal design of J-groove shape on the suppression of unsteady flow in the Francis turbine draft tube / Z. Chen, S.-H. Baek, H. Cho, Y.-D. Choi // *Journal of Mechanical Science and Technology*. – 2019. – Vol. 33, № 5. – P. 2211-2218.
108. Investigation of the Pressure Fluctuation Alleviation in a Hydraulic Turbine by Runner Modification / A. Yu, Q. Tang, X. Wang [et al.] // *Water*. – 2019. – Vol. 11, № 7. – P. 1332.
109. 3D Numerical Simulation versus Experimental Assessment of Pressure Pulsations Using a Passive Method for Swirling Flow Control in Conical Diffusers of Hydraulic Turbines / C. Tanasa, S. Muntean, T. Ciocan, R. F. Susan-Resiga // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2016. – Vol. 49. – P. 082018.
110. Nakanishi, K. Air supply into draft tube of Francis turbine / K. Nakanishi, T. Ueda // *Fuji Electric Rev.* – 1964. – Vol. 10, № 3. – P. 81-91.
111. Impact, analysis, and mitigation of flow instabilities in draft tube of Francis turbines / S. Khullar, K. M. Singh, M. J. Cervantes, B. K. Gandhi // *Physics of Fluids*. – 2025. – Vol. 37, № 2. – P. 021305.
112. Methods for air admission in hydroturbines / B. Papillon, M. Sabourin, M. Couston, C. Deschênes // *Proceedings of the XXIst IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems*. – Lausanne, 2002.
113. Experimental study of the effect of air injection on the pressure pulsations in the hydro turbine flow path under different operating conditions / A. Minakov, D. Platonov, A. Maslennikova, D. Dekterev // *MATEC Web of Conferences*. – 2017. – Vol. 115, № 5. – P. 05001.
114. Численное исследование влияния вдува воздуха на кавитационное течение в радиально-осевой гидротурбине / Д. В. Чирков, П. К. Щербаков, С. Г. Черный [и др.] // *Теплофизика и аэромеханика*. – 2017. – Т. 24, № 5. – С. 711-723.
115. Алексеенко, С. В. Влияние способа подачи воздуха на параметры прецессирующего вихревого жгута в гидродинамической вихревой камере / С.

- В. Алексеенко, С. И. Шторк, Р. Р. Юсупов // Письма в Журнал технической физики. – 2018. – Т. 44, № 5. – С. 79-86.
116. Implementation of pressurized air injection system in a Kaplan prototype for the reduction of vibration caused by tip vortex cavitation / A. Rivetti, M. Angulo, C. Lucino [et al.] // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2016. – Vol. 49, № 2. – P. 022007.
117. Active Control of the Vortex Induced Pressure Fluctuations in a Hydro Turbine Model via Axial and Radial Jets at the Crown Tip / I. Litvinov, D. Suslov, M. Tsoy [et al.] // International Journal of Fluid Machinery and Systems. – 2023. – Vol. 16, № 4. – P. 320-331.
118. Javadi, A. Active flow control of the vortex rope and pressure pulsations in a swirl generator / A. Javadi, H. Nilsson // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics. – 2017. – Vol. 11, № 1. – P. 30-41.
119. Analysis and Prevention of Vortex Breakdown in the Simplified Discharge Cone of a Francis Turbine / R. Susan-Resiga, S. Muntean, V. Hasmatuchi [et al.] // Journal of Fluids Engineering. – 2010. – Vol. 132, № 5. – P. 051102.
120. In situ unsteady pressure measurements on the draft tube cone of the Francis turbine with air injection over an extended operating range / S. Muntean, R. F. Susan-Resiga, V. C. Campian [et al.] // UPB Sci. Bull., Ser. D. – 2014. – Vol. 76, № 3. – P. 173-180.
121. Скрипкин, С. Г. Влияние инжекции воздуха на параметры закрученного течения в модели отсасывающей трубы TURBINE-99 / С. Г. Скрипкин, П. А. Куйбин, С. И. Шторк // Письма в Журнал технической физики. – 2015. – Т. 41, № 13. – С. 48-55.
122. An Experimental Investigation of the Air Injection Effect on the Vortex Structure and Pulsation Characteristics in the Francis Turbine / D. Platonov, A. Minakov, D. Dekterev, A. Maslennikova // International Journal of Fluid Machinery and Systems. – 2020. – Vol. 13, № 1. – P. 103-113.
123. Swirling flow apparatus and test rig for flow control in hydraulic turbines discharge cone / R. Susan-Resiga, S. Muntean, A. Bosioc [et al.] // Proceedings 2nd IAHR

- International Meetings of the Workgroup in Cavitation and Dynamic Problems in Hydraulic Machinery and Systems, Scientific Bulletin of the Politehnica University of Timisoara, Transactions on Mechanics. – 2007. – Vol. 52. – P. 203-216.
124. Numerical simulation of air injection in Francis turbine / D. Chirkov, P. Scherbakov, V. Skorospelov [et al.] // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2019. – Vol. 240. – P. 022043.
125. Unsteady vortical flow simulation in a Francis turbine with special emphasis on vortex rope behavior and pressure fluctuation alleviation / X. Luo, A. Yu, B. Ji [et al.] // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy. – 2017. – Vol. 231, № 3. – P. 215-226.
126. Suppression of vortex rope oscillation and pressure vibrations in Francis turbine draft tube using various strategies / L. Zhu, R. Zhang, A. Yu [et al.] // Journal of Hydrodynamics. – 2021. – Vol. 33, № 3. – P. 534-545.
127. Numerical Investigation of Pressure Fluctuation and Cavitation inside a Francis Turbine Draft Tube with Air Admission through a Fin / R. Zhang, A. Yu, M. Nishi, X. Luo // Journal of Physics: Conference Series. – 2021. – Vol. 1909, № 1. – P. 012017.
128. Pressure oscillation suppression by air admission in a Francis turbine draft tube / X. Luo, A. Yu, W. Yu [et al.] // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2019. – Vol. 240. – P. 022008.
129. Kim, S.-J. Effect of Air Injection on the Internal Flow Characteristics in the Draft Tube of a Francis Turbine Model / S.-J. Kim, Y. Cho, J.-H. Kim // Processes. – 2021. – Vol. 9, № 7. – P. 1182.
130. Effect of Air Injection Holes Intrusiveness on Internal flow Phenomena of a Draft Tube Inside a Francis Turbine Model / M. A. Shahzer, S.-J. Kim, Y. Cho, J.-H. Kim // The KSFM Journal of Fluid Machinery. – 2022. – Vol. 25, № 4. – P. 5-12.
131. Numerical investigation of air admission influence on the precessing vortex rope in a Francis turbine / L. Sun, Y. Li, P. Guo, Z. Xu // Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics. – 2023. – Vol. 17, № 1. – P. 2164619.

132. Pejovi, S. Air influence on stability of real and theoretical hydraulic system / S. Pejovi // *Scientific Review, Serbian Scientific Society, Belgrade.* – 1996. – Vol. 16. – P. 23-38.
133. Dörfler, P. K. Dissolved-gas influence on the Francis part-load oscillation / P. K. Dörfler // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science.* – 2019. – Vol. 405, № 1. – P. 012015.
134. Oscillation of Cavitating Vortices in Draft Tubes of a Simplified Model Turbine and a Model Pump–Turbine / S. Skripkin, Z. Zuo, M. Tsoy [et al.] // *Energies.* – 2022. – Vol. 15, № 8. – P. 2965.
135. Kuibin, P. A. Two-phase models development for description of vortex-induced pulsation in Francis turbine / P. A. Kuibin, I. M. Pylev, A. V. Zakharov // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science.* – 2012. – Vol. 15, № 2. – P. 022001.
136. Vortex Precession in a Gas-Liquid Flow / S. I. Shtork, S. Alekseenko, V. L. Okulov, P. A. Kuibin // *Heat Transfer Research.* – 2010. – Vol. 41, № 4. – P. 465-478.
137. Jet control of the draft tube vortex rope in Francis turbines at partial discharge / R. Susan-Resiga, T. C. Vu, S. Muntean [et al.] // *23rd IAHR Symposium Conference.* – 2006. – P. 67-80.
138. Mohammadi, M. Investigation on Combined Air and Water Injection in Francis Turbine Draft Tube to Reduce Vortex Rope Effects / M. Mohammadi, E. Hajidavalloo, M. Behbahani-Nejad // *Journal of Fluids Engineering.* – 2019. – Vol. 141, № 5. – P. 051301.
139. Jafarzadeh Juposhti, H. Optimization of axial water injection to mitigate the Rotating Vortex Rope in a Francis turbine / H. Jafarzadeh Juposhti, R. Maddahian, M. J. Cervantes // *Renewable Energy.* – 2021. – Vol. 175. – P. 214-231.
140. Holmström, H. Vortex rope mitigation with azimuthal perturbations: A numerical study / H. Holmström, J. Sundström, M. J. Cervantes // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science.* – 2021. – Vol. 774, № 1. – P. 012144.
141. An experimental investigation on the effects of cylindrical rods in a draft tube at part load operation in down-scale turbine / S. Shiraghaee, J. Sundström, M. Raisee, M. J.

- Cervantes // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2022. – Vol. 1079, № 1. – P. 012007.
142. Tanasa, C. Numerical assessment of pulsating water jet in the conical diffusers / C. Tanasa, T. Ciocan, S. Muntean // AIP Conference Proceedings. – AIP Publishing LLC, 2017. – Vol. 1906, № 1. – P. 050002.
143. Seybert, T. Injection nozzle geometries pursuant to the reduction of draft tube surge in hydroelectric pump-turbines : Master's thesis / T. Seybert. – Pennsylvania State Univ., University Park (USA). Applied Research Lab., 1978.
144. Francke, H. H. Increasing hydro turbine operation range and efficiencies using water injection in draft tubes : PhD Thesis / H. H. Francke. – 2010.
145. Blommaert, G. Active control of Francis turbine operation stability / G. Blommaert, J. E. Prenat, F. Avellan, A. Boyer // Proceedings of the 3rd ASME/JSME joint fluids engineering conference. – 1999. – № 8. – P. 3-11.
146. Активное управление вихревыми структурами за рабочим колесом модели гидротурбины Френсиса / Д. А. Суслов, С. Г. Скрипкин, М. А. Цой [и др.] // Теплофизика и аэромеханика. – 2024. – Т. 31, № 4. – С. 803-815.
147. Large-eddy simulations of Francis turbine flow control by radial jets / I. I. Lutchenko, E. V. Palkin, M. Yu. Hrebtov [et al.] // Physics of Fluids. – 2025. – Vol. 37, № 2. – P. 025107.
148. Swirling flow axial injection control in a Francis turbine: An LES study / E. V. Palkin, I. I. Lutchenko, M. Yu. Hrebtov [et al.] // International Journal of Heat and Fluid Flow. – 2024. – Vol. 110. – P. 109643.
149. Sotoudeh, N. Investigation of Rotating Vortex Rope formation during load variation in a Francis turbine draft tube / N. Sotoudeh, R. Maddahian, M. J. Cervantes // Renewable Energy. – 2020. – Vol. 151. – P. 238-254.
150. Rajan, G. K. Computational and Theoretical Analyses of the Precessing Vortex Rope in a Simplified Draft Tube of a Scaled Model of a Francis Turbine / G. K. Rajan, J. M. Cimbala // Journal of Fluids Engineering. – 2017. – Vol. 139, № 2. – P. 021102.

151. Goyal, R. Experimental study of mitigation of a spiral vortex breakdown at high Reynolds number under an adverse pressure gradient / R. Goyal, B. K. Gandhi, M. J. Cervantes // *Physics of Fluids*. – 2017. – Vol. 29, № 10. – P. 104104.
152. Theofilis, V. Global Linear Instability / V. Theofilis // *Annual Review of Fluid Mechanics*. – 2011. – Vol. 43, № 1. – P. 319-352.
153. Kaiser, T. L. Stability and Sensitivity Analysis of Hydrodynamic Instabilities in Industrial Swirled Injection Systems / T. L. Kaiser, T. Poinso, K. Oberleithner // *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*. – 2018. – Vol. 140, № 5. – P. 051506.
154. Dynamics and Control of Global Instabilities in Open-Flows: A Linearized Approach / D. Sipp, O. Marquet, P. Meliga, A. Barbagallo // *Applied Mechanics Reviews*. – 2010. – Vol. 63, № 3. – P. 030801.
155. Reynolds, W. C. The mechanics of an organized wave in turbulent shear flow. Part 3. Theoretical models and comparisons with experiments / W. C. Reynolds, A. K. M. F. Hussain // *Journal of Fluid Mechanics*. – 1972. – Vol. 54, № 2. – P. 263-288.
156. Marquet, O. Sensitivity analysis and passive control of cylinder flow / O. Marquet, D. Sipp, L. Jacquin // *Journal of Fluid Mechanics*. – 2008. – Vol. 615. – P. 221-252.
157. Pasche, S. Optimal Control of Part Load Vortex Rope in Francis Turbines / S. Pasche, F. Avellan, F. Gallaire // *Journal of Fluids Engineering*. – 2019. – Vol. 141, № 8. – P. 081203.
158. Receptivity of the turbulent precessing vortex core: synchronization experiments and global adjoint linear stability analysis / J. S. Müller, F. Lückoff, P. Paredes [et al.] // *Journal of Fluid Mechanics*. – 2020. – Vol. 888. – P. A3.
159. Swirl number and nozzle confinement effects in a flat-vane axial swirler / I. V. Litvinov, D. A. Suslov, E. U. Gorelikov, S. I. Shtork // *International Journal of Heat and Fluid Flow*. – 2021. – Vol. 91. – P. 108812.
160. Swirl number analysis in the air hydro-turbine model / I. V. Litvinov, D. A. Suslov, I. V. Gorelikov [et al.] // *AIP Conference Proceedings*. – 2018. – Vol. 2027, № 1. – P. 040057.

161. Experimental Study of Transient Flow Regimes in a Model Hydroturbine Draft Tube / I. Litvinov, D. Suslov, E. Gorelikov, S. Shtork // *Energies*. – 2021. – Vol. 14, № 5. – P. 1240.
162. Adrian, R. J. Scattering particle characteristics and their effect on pulsed laser measurements of fluid flow: speckle velocimetry vs particle image velocimetry / R. J. Adrian // *Applied Optics*. – 1984. – Vol. 23, № 11. – P. 1690-1691.
163. Бильский, А. В. История и тенденции развития метода анемометрии по изображениям частиц для аэродинамического эксперимента (обзор) / А. В. Бильский, О. А. Гобызов, Д. М. Маркович // *Теплофизика и аэромеханика*. – 2020. – Т 27, № 1. – С. 1-24.
164. Алексеенко, С. Применение метода цифровой трассерной визуализации для анализа турбулентных потоков с периодической составляющей / С. Алексеенко, А. Бильский, Д. Маркович // *Приборы и техника эксперимента*. – 2004. – № 5. – С. 145-153.
165. Мгновенный профиль скорости в волновой пленке жидкости / В. Накоряков, Б. Покусаев, С. Алексеенко, В. Орлов // *Инж.-физ. журн.* – 1977. – Т. 33, № 3. – С. 399-404.
166. Токарев, М. Адаптивные алгоритмы обработки изображений частиц для расчета мгновенных полей скорости / М. Токарев, Д. Маркович, А. Бильский // *Вычислительные технологии*. – 2007. – Т. 12, № 3. – С. 109-131.
167. Оптические метода исследования потоков / Ю. Н. Дубнищев, В. А. Арбузов, П. П. Белоусов, П. Я. Белоусов. – Новосибирск : Сибирское университетское издательство, 2003.
168. Yeh, Y. Localized fluid flow measurements with an HeNe laser spectrometer / Y. Yeh, H. Z. Cummins // *Applied Physics Letters*. – 1964. – Vol. 4, № 10. – P. 176-178.
169. Froud, D. Phase averaging of the precessing vortex core in a swirl burner under piloted and premixed combustion conditions / D. Froud // *Combustion and Flame*. – 1995. – Vol. 100, № 3. – P. 407-410.

170. Shtork, S. I. On the identification of helical instabilities in a reacting swirling flow / S. I. Shtork, N. F. Vieira, E. C. Fernandes // *Fuel*. – 2008. – Vol. 87, № 10-11. – P. 2314-2321.
171. Tsoy, M. Two spiral vortex breakdowns in confined swirling flow / M. Tsoy, S. Skripkin, I. Litvinov // *Physics of Fluids*. – 2023. – Vol. 35, № 6. – P. 061704.
172. CFD Modelling of Cabin Air Ventilation in the International Space Station: A Comparison of RANS and LES Data with Test Measurements for the Columbus Module / E. M. Smirnov, N. G. Ivanov, D. S. Telnov, C. H. Son // *International Journal of Ventilation*. – 2006. – Vol. 5, № 2. – P. 219-227.
173. Smirnov, E. M. RANS-based numerical simulation of the turbulent free convection vertical-plate boundary layer disturbed by a normal-to-plate circular cylinder / E. M. Smirnov, A. M. Levchenya, V. D. Zhukovskaya // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2019. – Vol. 144. – P. 118573.
174. Засимова, М. А. Численное моделирование формирования и движения турбулентных вихревых облаков / М. А. Засимова, В. В. Рис, Н. Г. Иванов // *Известия Российской академии наук. Механика жидкости и газа*. – 2023. – № 5. – С. 57-69.
175. The detection of cavitation in hydraulic machines by use of ultrasonic signal analysis / P. Gruber, P. Odermatt, M. Etterlin [et al.] // *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. – 2014. – Vol. 22, № 5. – P. 052005.
176. Hočevar, M. Prediction of cavitation vortex dynamics in the draft tube of a Francis turbine using radial basis neural networks / M. Hočevar, B. Širok, B. Blagojevič // *Neural Computing and Applications*. – 2005. – Vol. 14, № 3. – P. 229-234.
177. Experimental modeling of a cavitation vortex in the draft tube of a Francis turbine using artificial neural networks / M. Hočevar, B. Širok, B. Blagojevič, I. Grabec // *Journal of Hydraulic Research*. – 2007. – Vol. 45, № 4. – P. 538-546.
178. Патент на полезную модель № 202408 U1 Российская Федерация, МПК G01M 10/00. Стенд для моделирования режимов течения в отсасывающей трубе гидротурбины : № 2020132648 : заявл. 01.10.2020 : опубл. 16.02.2021 / Е. Ю. Гореликов, И. В. Литвинов, Д. А. Суслов, С. И. Шторк.

179. Laboratory Modeling of an Axial Flow Micro Hydraulic Turbine / D. Suslov, I. Litvinov, E. Gorelikov [et al.] // Applied Sciences. – 2022. – Vol. 12, №. 2. – P. 573
180. Подход к лабораторному моделированию распределения скорости за рабочим колесом гидротурбины. 2. Верификация метода / А. С. Устименко, И. В. Литвинов, В. И. Сонин [и др.] // Прикладная механика и техническая физика. – 2023. – Т. 64, № 2. – С. 18-26.
181. Моделирование условий закрученного потока на входе в отсасывающую трубу для различных режимов работы гидротурбины / П. А. Куйбин, И. В. Литвинов, В. И. Сонин [и др.] // Сибирский физический журнал. – 2016. – Т. 11, № 1. – С. 56.
182. Влияние переходных режимов на нестационарные вихревые явления в модели отсасывающей трубы гидротурбины / Д. А. Суслов, И. В. Литвинов, С. И. Шторк, Е. Ю. Гореликов // Сибирский физический журнал. – 2019. – Т. 14, № 4. – С. 55-68.
183. Cervantes, M. J. Turbine-99 unsteady simulations – Validation / M. J. Cervantes, U. Andersson, H. M. Lövgren // IOP Conference Series: Earth and Environmental Science. – 2010. – Vol. 12. – P. 012014.
184. The swirl number as a method for determining the optimal operating mode of the micro hydro turbine / D. A. Suslov, I. V. Litvinov, E. U. Gorelikov, S. I. Shtork // Journal of Physics: Conference Series. – 2021. – Vol. 2119. – P. 012160.
185. LDA Diagnostics of velocity fields inside the Ranque tube / I. K. Kabardin, V. G. Meledin, N. I. Yavorsky [et al.] // Journal of Physics: Conference Series. – 2018. – Vol. 980. – P. 012043.
186. Yanta, W. Measurements of turbulence-transport properties with a laser Doppler velocimeter / W. Yanta, R. Smith // 11th Aerospace Sciences Meeting. – 1978. – P. 169.
187. Поиск оптимальных режимов работы посредством изучения полей скорости в воздушной модели микрогидротурбины / Д. А. Суслов, И. В. Литвинов, Е. Ю. Гореликов, С. И. Шторк // Сибирский физический журнал. – 2020. – Т. 15, № 2. – С. 73-83.

188. Hinds, W. C. Aerosol technology: properties, behavior, and measurement of airborne particles. Aerosol technology / W. C. Hinds, Y. Zhu. – Third edition. – Hoboken, NJ : Wiley, 2022. – 425 p.
189. Birch, D. M. Tracer particle momentum effects in vortex flows / D. M. Birch, N. Martin // Journal of Fluid Mechanics. – 2013. – Vol. 723. – P. 665-691.
190. Melling, A. Tracer particles and seeding for particle image velocimetry / A. Melling // Measurement Science and Technology. – 1997. – Vol. 8, № 12. – P. 1406-1416.
191. Suslov, D. A. Frequency response of swirl flow behind an axial swirler / D. A. Suslov, I. V. Litvinov, S. I. Shtork // AIP Conference Proceedings. – AIP Publishing LLC, 2020. – Vol. 2211, № 1. – P. 030012.
192. Phase-Opposition Control of the Precessing Vortex Core in Turbulent Swirl Flames for Investigation of Mixing and Flame Stability / F. Lückoff, M. Sieber, C. O. Paschereit, K. Oberleithner // Journal of Engineering for Gas Turbines and Power. – 2019. – Vol. 141, № 11. – P. 111008.
193. Müller, J. S. Guiding Actuator Designs for Active Flow Control of the Precessing Vortex Core by Adjoint Linear Stability Analysis / J. S. Müller, F. Lückoff, K. Oberleithner // Journal of Engineering for Gas Turbines and Power. – 2019. – Vol. 141, № 4. – P. 041028.
194. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2021666229 Российская Федерация. Программа для анализа синхронной и асинхронной составляющей, разложения на азимутальные моды пульсаций давления, вызванных спирально-вихревыми структурами : № 2021665397 : заявл. 04.10.2021 : опубл. 11.10.2021 / Д. А. Суслов, И. В. Литвинов.
195. VanderPlas, J. T. Understanding the Lomb–Scargle Periodogram / J. T. VanderPlas // The Astrophysical Journal Supplement Series. – 2018. – Vol. 236, № 1. – P. 16.
196. Keane, R. D. Theory of cross-correlation analysis of PIV images / R. D. Keane, R. J. Adrian // Applied Scientific Research. – 1992. – Vol. 49, № 3. – P. 191-215.
197. Raffel, M. Particle image velocimetry: a practical guide / M. Raffel [et al.]. – Berlin; Heidelberg : Springer, 2018.

198. Thielicke, W. Particle Image Velocimetry for MATLAB: Accuracy and enhanced algorithms in PIVlab / W. Thielicke, R. Sonntag // Journal of Open Research Software. – 2021. – Vol. 9, № 1. – P. 12.
199. Stamhuis, E. PIVlab – towards user-friendly, affordable and accurate digital particle image velocimetry in MATLAB / E. Stamhuis, W. Thielicke // Journal of open research software. – 2014. – Vol. 2, № 1. – P. 30.
200. Lumley, J. L. The structure of inhomogeneous turbulent flows / J. L. Lumley // Atmospheric turbulence and radio wave propagation. – 1967. – P. 166-178.
201. Applications of the dynamic mode decomposition / P. J. Schmid, L. Li, M. P. Juniper, O. Pust // Theoretical and Computational Fluid Dynamics. – 2011. – Vol. 25, № 1-4. – P. 249-259.
202. Sirovich, L. Turbulence and the dynamics of coherent structures. I. Coherent structures / L. Sirovich // Quarterly of Applied Mathematics. – 1987. – Vol. 45, № 3. – P. 561-571.
203. Sieber, M. Spectral proper orthogonal decomposition / M. Sieber, C. O. Paschereit, K. Oberleithner // Journal of Fluid Mechanics. – 2016. – Vol. 792. – P. 798-828.
204. Jeong, J. On the identification of a vortex / J. Jeong, F. Hussain // Journal of Fluid Mechanics. – 1995. – Vol. 285. – P. 69-94.
205. Graftieaux, L. Combining PIV, POD and vortex identification algorithms for the study of unsteady turbulent swirling flows / L. Graftieaux, M. Michard, N. Grosjean // Measurement Science and Technology. – 2001. – Vol. 12, № 9. – P. 1422-1429.
206. Unsteady force generation and vortex dynamics of pitching and plunging aerofoils / Y. S. Baik, L. P. Bernal, K. Granlund, M. V. Ol // Journal of Fluid Mechanics. – 2012. – Vol. 709. – P. 37-68.
207. Meyer, K. E. A turbulent jet in crossflow analysed with proper orthogonal decomposition / K. E. Meyer, J. M. Pedersen, O. Özcan // Journal of Fluid Mechanics. – 2007. – Vol. 583. – P. 199-227.
208. Mind the gap: a new insight into the tip leakage vortex using stereo-PIV / M. Dreyer, J. Decaix, C. Münch-Alligné, M. Farhat // Experiments in Fluids. – 2014. – Vol. 55, № 11. – P. 1849.

209. Review for order reduction based on proper orthogonal decomposition and outlooks of applications in mechanical systems / K. Lu, Y. Jin, Y. Chen [et al.] // *Mechanical Systems and Signal Processing*. – 2019. – Vol. 123. – P. 264-297.
210. Suslov, D. A. Effect of multi-jet flow control on the vortex core in a simplified Francis turbine model / D. A. Suslov, S. G. Skripkin, S. I. Shtork // *Physics of Fluids*. – 2025. – Vol. 37, № 9. – P. 095116.
211. Suslov, D. A. Manipulation of vortex core characteristics in an expanding swirling flow by multijet injection // D. A. Suslov, S. G. Skripkin // *Physics of Fluids*. – 2026. – Vol. 38, № 2. – P. 025150.
212. Suppression of vortex-induced vibration of a circular cylinder using suction-based flow control / W.-L. Chen, D.-B. Xin, F. Xu [et al.] // *Journal of Fluids and Structures*. – 2013. – Vol. 42. – P. 25-39.
213. Wang, S. The dynamics of a swirling flow in a pipe and transition to axisymmetric vortex breakdown / S. Wang, Z. Rusak // *Journal of Fluid Mechanics*. – 1997. – Vol. 340. – P. 177-223.
214. Rusak, Z. An active feedback flow control theory of the axisymmetric vortex breakdown process / Z. Rusak, J. Granata, S. Wang // *Journal of Fluid Mechanics*. – 2015. – Vol. 774. – P. 488-528.
215. Суслов, Д. А. Динамика нестационарного закрученного потока в стратегиях управления характеристиками прецессирующих вихрей в модели гидротурбины Френсиса / Д. А. Суслов, С. Г. Скрипкин, С. И. Шторк // XXVII Всероссийский семинар с международным участием по струйным, отрывным и нестационарным течениям жидкости, газа и плазмы : Материалы докладов, Санкт-Петербург, 15–19 сентября 2025 года. – Санкт-Петербург: Балтийский государственный технический университет "ВОЕНМЕХ" им. Д.Ф. Устинова, 2025. – С. 247-248.
216. Suslov, D. A. Active control of the precession frequency of the vortex core using rotating jets // D. A. Suslov, S. G. Skripkin // *Energies*. – 2026. – Vol. 19, № 3. – P. 719.

- 217.Использование модели Скалли для определения параметров вихревого ядра в гидротурбине Френсиса / Д. А. Суслов, С. Г. Скрипкин, С. И. Шторк // Письма в журнал технической физики. – 2025. – Т. 51, № 17. – С. 12-16.
- 218.Suslov, D. A. Features of the precessing vortex control in the Francis turbine model via jet injection // D. A. Suslov, S. G. Skripkin, S. I. Shtork // E3S Web of Conferences. – 2024. – Vol. 578 – P. 01035.
- 219.Суслов, Д. А. Характеристики турбулентного потока при управлении крупномасштабными вихревыми структурами за рабочим колесом модели гидротурбины Френсиса / Д. А. Суслов, С. Г. Скрипкин, С. И. Шторк // Современные проблемы теплофизики и энергетики : Материалы IV международной конференции, Москва, 21–25 октября 2024 года. – Москва: Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования Национальный исследовательский университет МЭИ, 2024. – С. 66-67
- 220.Суслов, Д. А. Активное управление нестационарным закрученным потоком в модели гидротурбины Френсиса / Д. А. Суслов // МНСК-2022 : материалы 60-й Международной научной студенческой конференции, Новосибирск, 10–20 апреля 2022 года. – Новосибирск: Новосибирский национальный исследовательский государственный университет, 2022. – С. 16.

ПРИЛОЖЕНИЕ «А»
Результаты интеллектуальной деятельности

РОССИЙСКАЯ ФЕДЕРАЦИЯ



ПАТЕНТ

НА ИЗОБРЕТЕНИЕ
№ 2831741

**СПОСОБ ПОДАВЛЕНИЯ ПУЛЬСАЦИЙ ДАВЛЕНИЯ В
ГИДРОТУРБИНЕ**

Патентообладатель: *Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт теплофизики им. С.С. Кутателадзе Сибирского отделения Российской академии наук (RU)*

Авторы: *Суслов Даниил Андреевич (RU), Скрипкин Сергей Геннадиевич (RU), Гореликов Евгений Юрьевич (RU), Цой Михаил Алексеевич (RU), Шторк Сергей Иванович (RU)*

Заявка № 2023133115

Приоритет изобретения 14 декабря 2023 г.

Дата государственной регистрации

в Государственном реестре изобретений

Российской Федерации 12 декабря 2024 г.

Срок действия исключительного права

на изобретение истекает 14 декабря 2043 г.

*Руководитель Федеральной службы
по интеллектуальной собственности*

ДОКУМЕНТ ПОДПИСАН ЭЛЕКТРОННОЙ ПОДПИСЬЮ
Сертификат 06927e1c106300c1f5412401670bca2026
Владелец: **Зубов Юрий Сергеевич**
Действителен с 10.07.2024 по 03.10.2025

Ю.С. Зубов

