

**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ  
ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ  
«ВОРОНЕЖСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ  
УНИВЕРСИТЕТ»**

*На правах рукописи*



**БАЗЫКИН Денис Александрович**

**ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ  
ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ГЕНЕРАТОРНЫХ  
МОДУЛЕЙ**

Специальность 2.4.6. Теоретическая и прикладная теплотехника

**Диссертация**

на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель:  
кандидат технических наук, доцент  
Дахин Сергей Викторович

Воронеж – 2025

**ОГЛАВЛЕНИЕ**

ВВЕДЕНИЕ .....	4
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ ПОДХОДОВ К ПОВЫШЕНИЮ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК НА ОСНОВЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ЭФФЕКТА ЗЕЕБЕКА .....	11
1.1 Описание области исследования и актуальность применения термоэлектрических генераторных установок в качестве автономных источников электропитания .....	11
1.2 Особенности конструкции и принципа действия термоэлектрических генераторных модулей и оценка возможности интенсификации генерации ими электрической энергии.....	15
1.3 Анализ перспектив применения вихревых труб в качестве источника тепловой энергии для термоэлектрических генераторов.....	19
1.4 Анализ существующих вариантов усовершенствования каналов с целью повышения производительности термоэлектрических генераторных модулей.....	22
1.4.1 Современные методы интенсификации теплообмена в каналах энергоустановок .....	22
1.4.2 Методы интенсификации теплообмена в каналах с прямоугольным сечением .....	28
1.4.3 Оценка способа выравнивания температуры стенок каналов при помощи продольного оребрения переменной высоты с целью повышения производительности термоэлектрической генераторной установки.....	34
1.5 Выводы .....	37
ГЛАВА 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МЕТОДА ВЫРАВНИВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ КАНАЛОВ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ ОРЕБРЕНИЯ ПЕРЕМЕННОЙ ВЫСОТЫ.....	39

2.1 Конструкция и принцип действия пилотной опытно-промышленной термоэлектрической генераторной установки .....	39
2.2 Первый этап экспериментальных исследований .....	44
2.3 Второй этап экспериментальных исследований .....	50
2.4 Обработка полученных экспериментальных данных.....	52
2.4 Основные результаты .....	55
<b>ГЛАВА 3. РАСЧЕТ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОРЕБРЕНИЯ И ОБРАБОТКА ОПЫТНЫХ ДАННЫХ.....</b>	<b>60</b>
3.1 Расчет геометрических характеристик оребрения при выравнивании температуры поверхности каналов термоэлектрической генераторной установки.....	60
3.2 Анализ полученных экспериментальных данных и определение параметрической зависимости для расчета критерия Нуссельта.....	65
<b>ГЛАВА 4. ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ СРАВНИТЕЛЬНОГО АНАЛИЗА СТАЦИОНАРНЫХ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ И ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ С ОПЫТНЫМИ ДАННЫМИ В КАНАЛАХ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ГЕНЕРАТОРНОЙ УСТАНОВКИ .....</b>	<b>71</b>
4.1 Краткий обзор теоретических основ моделирования турбулентного движения потока жидкости или газа .....	71
4.2 Исходные данные для вычислительного эксперимента.....	80
4.3 Результаты вычислительного эксперимента .....	88
4.4 Сравнение значений числа Нуссельта, полученных при натуральных и вычислительных экспериментах.....	110
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>112</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....</b>	<b>113</b>
<b>ПРИЛОЖЕНИЕ. Акт о внедрении .....</b>	<b>130</b>

## ВВЕДЕНИЕ

### **Актуальность темы исследования.**

Развитие систем автономного энергообеспечения децентрализованных объектов играет немаловажную роль в энергетической отрасли страны в связи с тем, что в настоящее время большое число объектов добычи, подготовки, транспортировки и переработки различных газов, относящиеся к нефтегазовой и другим отраслям промышленности и нуждающиеся в стабильном, бесперебойном энергоснабжении, расположены в труднодоступных районах, значительно удаленных от централизованного энергоснабжения и требуемой инфраструктуры.

Особое внимание при разработке технических решений для автономного энергообеспечения уделяют экологическим факторам. В технологических процессах большого количества автономных энергетических установок генерация полезной электрической энергии сопровождается сжиганием топлива, продукты сгорания которого наносят серьезный вред окружающей среде. Поэтому вопросы проектирования, разработки и модернизации автономных источников энергоснабжения, в технологических циклах которых отсутствует процесс сжигания того или иного вида топлива, являются актуальными.

Примером таких автономных источников электропитания является электрогенерирующая установка на основе термоэлектрического эффекта Зеебека с применением вихревого эффекта Ранка-Хилша. Указанная установка позволяет генерировать полезную электрическую мощность при использовании энергии газового потока, без применения в технологическом процессе продуктов сгорания того или иного вида топлива. Рабочим телом для упомянутой установки могут являться потоки газа, имеющие высокое давление, в том числе, природного газа на объектах его добычи, переработки и транспортировки. Выработка электроэнергии в такой установке осуществляется с помощью термоэлектрических генераторных модулей. При передаче тепла через указанные модули в них реализуется термоэлектрический эффект Зеебека, при этом мощность генерируемого ими электрического тока пропорциональна мощности

теплового потока, передаваемого через них. Использование нескольких модулей, объединенных между собой электрической связью, позволяет осуществлять полное энергообеспечение различного оборудования малой энергетики [1, 2]. Повышение производительности автономных электрогенерирующих установок позволит при создании такого рода устройств снизить их объем, габаритные размеры и массу при том же значении мощности электрического тока.

Как известно, эффект Зеебека является в большей степени поверхностным. Это говорит о том, что повышение значения площади контактирующих поверхностей разнородных полупроводников, входящих в состав модуля, приводит к увеличению величины силы генерируемого тока при постоянном значении термо-ЭДС. При этом организация равномерного подвода теплового потока к поверхности упомянутых термоэлектрических модулей способствует увеличению производительности генератора [1].

Объединение термоэлектрических генераторных модулей в группы позволяет решать задачи, связанные с энергообеспечением маломощных потребителей, относящихся к объектам малой энергетики, для работоспособности которых мощности одного модуля недостаточно. Соединение модулей в данной группе, как правило, выполняется различными методами – параллельной, последовательной электрической связью, либо комбинацией указанных методов, основанием для выбора которых служат конечные необходимые величины напряжения и силы генерируемого тока. В случае последовательной связи значение напряжения генерируемого электрического тока увеличивается, при этом его конечная величина сильно сопряжена с производительностью отдельных модулей и равномерности продольного и поперечного подвода теплового потока к их поверхности. При организации параллельной электрической связи снижение неравномерности распределения тепла по поверхности упомянутой группы модулей также является несомненно важным аспектом в связи с тем, что при таком виде электрической связи отдельные модули, ввиду большой величины температурного градиента по их поверхности, будут генерировать электрический ток, имеющий низкую величину напряжения, и, следовательно, потреблять

электрическую энергию, генерация которой осуществляется в модулях, способных вырабатывать ток со значительно большей величиной термо-ЭДС. Причем указанное потребление электроэнергии будет способствовать дополнительному нагреву и охлаждению поверхностей модуля за счет выполнения в них термоэлектрического эффекта Пельтье [1].

Таким образом, задача, заключающаяся в минимизации температурного градиента стенок каналов, контактирующих с поверхностями термоэлектрических генераторных модулей, является достаточно актуальной, позволит повысить производительность термоэлектрической генераторной установки, а также других устройств, в составе и рабочем цикле которых присутствуют упомянутые модули.

В данной работе представлены результаты исследований, направленных на повышение производительности термоэлектрической генераторной установки путем выравнивания температуры стенок входящих в состав установки каналов прямоугольного сечения путем применения оребрения переменной высоты.

Работа выполнена в рамках НИР кафедры «Теоретическая и промышленная теплоэнергетика» ФГБОУ ВО «ВГТУ» по теме ГБ 2022.12 «Интенсификация теплообмена в элементах теплоэнергетических установок».

### **Степень разработанности темы.**

Исследованиям, заключающимся в обеспечении постоянства температуры поверхности, а также повышении мощности генерируемого термоэлектрическими генераторными модулями тока посвящены работы следующих авторов: В.М. Попов, А.С. Коротков, Н.В. Зозуля, В.А. Карху, Я.Д. Золотонос, К.К. Pathak, A. Giri, A. Al-Sarkhi, Xiaoming Huang, К.Р. Халыков, В.С. Вохмин, и др. Во многих работах приводятся сведения о результатах теоретических, экспериментальных исследований и последующей оптимизации различных методов повышения производительности термоэлектрических генераторных модулей путем замены материала каналов, контактирующих с модулями, искусственной турбулизации, завихрения и закручивания потоков внутри указанных каналов, увеличения площади теплообмена путем применения различного вида оребрения и др. При анализе проведенных исследований была

выявлена недостаточная научная проработанность вопросов повышения производительности термоэлектрической генерации путем реализации равномерного распределения температуры контактирующих с модулями поверхностей за счет применения продольного оребрения с изменяющейся высотой, определения размеров и количества ребер, а также численного моделирования газодинамики и теплообмена при реализации указанного метода.

**Объект исследований** – теплопередающие каналы прямоугольного сечения термоэлектрической генераторной установки.

**Предмет исследований** – обеспечение однородности температурного поля теплопередающих каналов в сечении с прямоугольной топологией за счет применения продольного оребрения переменной высоты.

**Цель работы** – повышение производительности термоэлектрической генераторной установки за счет интенсификации теплопередачи в контактирующих каналах с использованием продольного оребрения переменной высоты.

Для достижения поставленной цели в работе были поставлены и решены следующие **задачи**:

1. Создание пилотной опытно-промышленной термоэлектрической генераторной установки с реализацией в каналах продольного оребрения переменной высоты.

2. Экспериментальное определение гидротермических характеристик теплоносителя, температурных полей стенок каналов и мощности генерируемого электрического тока на сконструированной опытной установке.

3. Идентификация по экспериментальным данным критериального соотношения числа Нуссельта для оценки производительности термоэлектрической генераторной установки.

4. Вычислительный эксперимент для проведения сравнительного анализа стационарных гидродинамических и тепловых полей с опытными данными в каналах термоэлектрической генераторной установки.

**Научная новизна:**

1. Способ повышения эффективности термоэлектрической генераторной установки, отличающийся использованием продольного оребрения переменной высоты на стенках каналов.
2. Эмпирическая зависимость для оценки числа Нуссельта, отличающаяся учетом коэффициента затенения проходного сечения канала.
3. Результаты сравнительного анализа численного моделирования и экспериментов на пилотной установке, отличающиеся учетом влияния геометрии оребрения каналов.

**Теоретическая и практическая значимость:**

Способ повышения производительности термоэлектрической генераторной установки эффектом нивелирования неоднородности температурного поля стенок каналов с применением продольного оребрения переменной высоты. Синтезированная эмпирическая зависимость для числа Нуссельта с учетом затенения площади проходного сечения каналов может быть использована при разработке термоэлектрических генераторных установок в различных предметно-ориентированных областях. Предложенная численная модель позволяет идентифицировать поля давления, скорости и температуры потоков теплоносителей и температуру смоченных поверхностей канала для выбора рациональных режимов функционирования термоэлектрических генераторных установок.

Результаты диссертационного исследования рекомендованы при создании новых и для повышения эффективности существующих автономных источников электропитания на основе термоэлектрического эффекта Зеебека с применением вихревого эффекта Ранка-Хилша. Результаты диссертационного исследования внедрены в практику ООО ФПК «Космос-Нефть-Газ» (г. Воронеж).

**Методология и методы исследования.** В работе использованы теоретические основы теплообмена, базирующиеся на фундаментальных законах явлений переноса, современных методах проведения эксперимента с их обработкой статистическими методиками.



**Область исследований в соответствии с паспортом специальности****2.4.6. Теоретическая и прикладная теплотехника.**

Научная новизна работы соответствует пункту 6 «Научные основы повышения эффективности использования энергетических ресурсов в теплотехническом оборудовании и использующих теплоту системах и установках» паспорта специальности «Теоретическая и прикладная теплотехника» и пункту 8 «Новые конструкции теплопередающих и теплоиспользующих установок и оборудования, обладающих улучшенными эксплуатационными и технико-экономическими характеристиками. Совершенствование методов расчета и оптимизации параметров, использующих теплоту технологических процессов, оборудования и систем» паспорта специальности «Теоретическая и прикладная теплотехника».

**Положения, выносимые на защиту:**

1. Способ повышения эффективности термоэлектрической генераторной установки.
2. Эмпирическая зависимость для оценки числа Нуссельта.
3. Результаты сравнительного анализа численного моделирования и экспериментов на пилотной установке.

**Обоснованность и достоверность полученных результатов.**

Достоверность результатов исследований обеспечена обоснованным применением теоретических зависимостей, допущений и ограничений, корректностью методологии ведения исследований, использованием современных надежных, эффективных методов и технологий проведения теоретических и экспериментальных исследований и подтверждается качественным и количественным согласованием результатов расчета с эмпирическими данными в ходе апробации расчетных моделей.

**Апробация работы.** Основные положения и результаты диссертационной работы доложены и обсуждены на: VI Всероссийской научно-практической конференции «Энергетика и энергосбережение: теория и практика» (г. Кемерово, 2021); VII Международной научно-практической конференции «Комплексные

проблемы техносферной безопасности» (г. Воронеж, 2022); 24, 25 и 26-й Научно-технических конференциях «Физико-технические проблемы энергетики, экологии и энергоресурсосбережения» (г. Воронеж, 2022-2024); VII и VIII Международных конференциях «Энергетические системы» (г. Белгород, 2022-2023); VI Всероссийской научно-практической конференции памяти доктора технических наук, профессора В.Г. Каширских, в рамках проведения Года науки и технологий в Российской Федерации и празднования 300-летия Кузбасса (г. Кемерово, 2022); X и XI Всероссийских (с международным участием) научно-технических конференциях молодых исследователей (г. Волгоград, 2023-2024); Международной научно-технической конференции «Технологический суверенитет и цифровая трансформация» (г. Казань, 2024), Всероссийской научно-технической конференции «Прикладные задачи энергетики, электротехники и автоматики» (г. Воронеж, 2024).

**Публикации результатов исследований.** По теме диссертации опубликовано 11 научных работ, в том числе 4 – в изданиях, рекомендованных ВАК РФ.

**Объем и структура диссертации.** Диссертационная работа изложена на 130 страницах машинописного текста, состоит из введения, четырех глав, заключения, списка литературы из 116 наименований и 1 приложения, содержит 72 рисунка и 7 таблиц.

## **ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ ПОДХОДОВ К ПОВЫШЕНИЮ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК НА ОСНОВЕ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ЭФФЕКТА ЗЕЕБЕКА**

1.1 Описание области исследования и актуальность применения термоэлектрических генераторных установок в качестве автономных источников электропитания

Согласно Энергетической стратегии Российской Федерации на период до 2035 года, одной из основных целей развития энергетики является укрепление и сохранение позиций нашей страны в мировой энергетике, для достижения которой потребуются модернизационный рывок к более эффективной, гибкой и устойчивой энергетике, включающий структурную диверсификацию энергетического производства, при которой расширится область централизованного энергоснабжения за счет включения в его состав децентрализованного, а экспорт добываемых энергоресурсов – экспортом актуальных отечественных технологий, оборудования и услуг в энергетической отрасли [3].

На сегодняшний день практически на 70% территории России осуществляется децентрализованное энергоснабжение автономных потребителей, которые располагаются в местностях, значительно удаленных от централизованного электроснабжения и необходимой инфраструктуры [4, 5]. К таким потребителям относятся как отдельные жилые селения, так и промышленные установки, здания и сооружения, объекты добычи полезных ископаемых, к которым непосредственно относятся месторождения нефти и газа.

Большое число месторождений газа сосредоточены в регионах Крайнего Севера [6, 7]. При этом дальнейшие перспективы развития нефтегазовой отрасли неразрывно связаны с освоением морских месторождений, расположенных в шельфовой зоне [8, 9]. Значительное количество неразведанных и уже использующихся в настоящее время нефтяных месторождений также находятся в

районах, отдаленных от основных линий электропередач, подключение к которым требует существенных капитальных и эксплуатационных затрат [10].

В связи с вышеизложенным, на децентрализованных объектах добычи, подготовки, транспортировки, переработки различных газов в нефтегазовой и других отраслях промышленности существует значительная потребность в высокоэффективных автономно работающих установках, способных генерировать электроэнергию непосредственно в местах расположения этих объектов с целью непрерывного обеспечения работоспособности технологического оборудования, контрольно-измерительных приборов, автоматики, используемых в различных технологических процессах, устройств мониторинга и контроля безопасности, средств катодной защиты трубопроводов, современных цифровых технических средств, повышающих производительность оборудования, а также потребностей собственных нужд в труднодоступных районах [4, 11, 12].

Автономные устройства, служащие для генерации электрической энергии, могут быть использованы и на промышленных предприятиях, которые столкнулись с проблемой дефицита энергии или необходимостью расширения производственных мощностей в условиях высоких тарифов на электрическую энергию от внешних сетей электроснабжения [13]. Многие специализированные компании, локализующиеся в различных странах мира, в настоящее время занимаются проектами по созданию и последующей эксплуатации устройств мониторинга технического состояния, автономных метеостанций, станций катодной защиты трубопроводов, в состав которых включены автономные источники электропитания [14].

Проведенный анализ научных публикаций последних лет показывает, что вопросам, касающимся разработки и совершенствования принципов автономной генерации электроэнергии, создания и повышения эффективности автономных устройств, используемых в различных отраслях промышленности для генерации электрической энергии, уделяется достаточно большое внимание. На данный момент известно множество вариантов их конструктивного исполнения,

которые по принципу действия и типу энергоносителя, используемого в технологическом процессе, можно разделить на несколько групп:

- автономные генераторы электрической энергии, принцип работы которых базируется на использовании продуктов сгорания твердого, жидкого или газообразного топлива в технологическом процессе как для запуска турбин, так и для нагрева рабочего тела. К ним относятся газотурбинные, парогазовые, дизель-генераторные установки и т.п. [15-18];

- электрогенерирующие установки на возобновляемых природных источниках энергии (ветряные, солнечные электростанции, тепловые насосные установки) [19, 20];

- установки, преобразующие потенциальную энергию движущегося потока газообразных или жидких сред в механическую энергию вращающегося ротора турбины и кинематически соединенного с ним вала электрогенератора (турбогенераторы, детандер-генераторные агрегаты и т.д.) [21-23];

- источники электропитания, в которых выработка электроэнергии осуществляется за счет использования низкопотенциального тепла (двигатель Стирлинга, установки, технологический процесс которых осуществляется по органическому циклу Ренкина, энергоустановки на основе термоэлектрических генераторных модулей) [24-28];

- комбинированные автономные энергоустановки [29-31], в которых для выработки электрической энергии используются две и более работающих совместно энергоустановки, относящихся к вышеперечисленным группам, с различными принципами действия и основными отличительными особенностями.

При разработке автономных источников электрического питания также крайне необходимо обращать внимание на климатические условия районов, в которых предполагается их использование, ведь множество труднодоступных объектов, нуждающихся в автономной электрификации, расположены в районах с суровым климатом. В настоящее время на территории Крайнего Севера более 70% генерируемой электрической мощности вырабатывается при использовании продуктов сгорания газа, дизельного топлива, мазута, угля, дров, при этом в

эксплуатации находится более десяти тысяч дизельных электростанций [32]. Это, безусловно, наносит серьезный вред окружающей среде, поэтому для энергетики Севера вопрос экологической безопасности является несомненно важным. Эффективность экологически чистой генерации электроэнергии при использовании возобновляемых природных источников энергии также сводится к минимуму в связи с тем, что значительно ограничен возможный срок использования солнечных электростанций в следствие присутствия в регионе полярных ночей, а также существует неравномерность вырабатываемой электрической мощности ветряными электростанциями при их применении на территориях с неравномерной скоростью ветра [33]. В связи с вышеизложенным, существует потребность в использовании, разработке и усовершенствовании автономных энергоустановок, в технологических процессах которых отсутствует сжигание топлива и, как следствие, применение продуктов сгорания с целью производства электрической энергии. При этом указанные устройства должны обладать высокой стойкостью к воздействию суровых климатических условий.

Руководствуясь основными достоинствами и недостатками приведенных установок, в качестве наиболее подходящих для применения на объектах добычи, подготовки, транспортировки и переработки различных газов выбраны устройства, преобразующие низкопотенциальное тепло в электрическую энергию. Основными их преимуществами являются: способность утилизации сбросной тепловой энергии, отсутствие вредных выбросов в окружающую среду, простота конструкции, относительно малый срок окупаемости, низкие капитальные и эксплуатационные затраты, отсутствие нужды в периодическом техническом обслуживании [34].

Примером указанного вида энергоустановок являются источники электроснабжения на базе термоэлектрических генераторных модулей, закрепленных между каналами горячего и холодного потоков рабочего тела [34].

## 1.2 Особенности конструкции и принципа действия термоэлектрических генераторных модулей и оценка возможности интенсификации генерации ими электрической энергии

Термоэлектрический генератор (ТЭГ) представляет собой группу термоэлектрических генераторных модулей, связанных между собой различными видами электрической связи. Производство электроэнергии осуществляется за счет реализации эффекта Зеебека, при котором за счет подвода тепла с одной стороны модуля и отвода его с противоположной стороны в точках контакта разнородных полупроводников р и n типов, при одновременном осуществлении р-n перехода возникает термоэлектродвижущая сила (термо-ЭДС) [1, 35]. Конструкция термоэлектрического генераторного модуля изображена на рисунке 1.1.

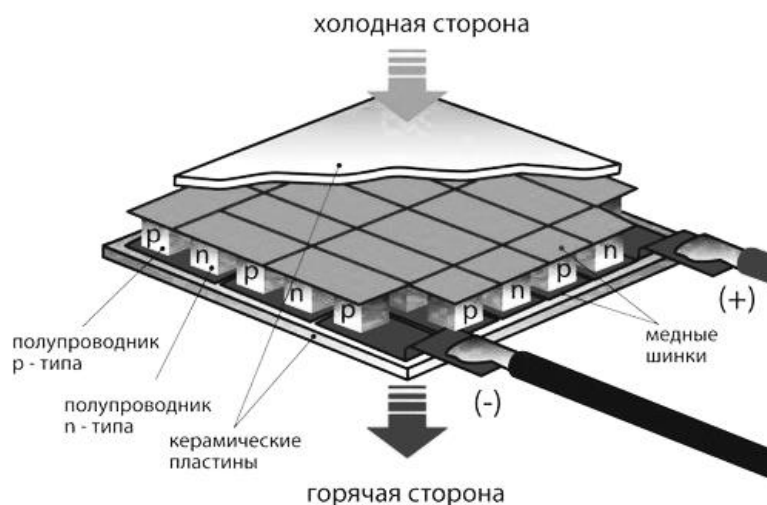


Рисунок 1.1 – Конструкция термоэлектрического генераторного модуля

Термоэлектрические генераторы пригодны к использованию во многих отраслях промышленности, в том числе в нефтегазовой сфере, применяются для электроснабжения удаленных и труднодоступных объектов, радиоэлектронной аппаратуры, катодной защиты трубопроводов, средств связи, а также оборудования и систем автоматизации производства [2, 35-38].

Основные преимущества термоэлектрических генераторов заключаются в бесшумной работе, компактной установке, отсутствии каких-либо выбросов, наносящих вред окружающей среде, отсутствии системы смазки и нужды в периодическом обслуживании [2, 39, 40]. Вырабатываемая электрическая мощность современных термоэлектрических генераторов находится в диапазоне от нескольких микроватт до нескольких десятков киловатт, значение КПД достигает 8 %, высокий уровень надежности обеспечивает длительный срок службы – до 25 лет [25, 40]. Использование термоэлектрических генераторов приводит к повышению энергетической эффективности в связи с тем, что с их помощью допустимо утилизировать неиспользуемую тепловую энергию, что, в свою очередь, способствует снижению тепловых потерь [41, 42]. Немаловажной особенностью термоэлектрических генераторов является возможность их применения в областях с суровыми климатическими условиями с использованием низкой температуры наружного воздуха для отвода тепла от них [43, 44].

Термоэлектрические генераторные модули, в зависимости от температуры применения, разделяются на следующие категории: низкотемпературные, от 0 до 300 °С, основу которых составляют такие материалы, как халькогениды висмута и сурьмы; среднетемпературные, от 300 до 600 °С, состоящие из теллуридов свинца, германия и олова; высокотемпературные, выше 600 °С, на основе кремниево-германиевых сплавов [45, 46]. Как показывают проведенные расчеты и экспериментальные исследования, описанные в [47], среднетемпературные термоэлектрические модули, в сравнении с низкотемпературными, требуют в 2,3 раза большую величину площади контактирующей поверхности для генерации равной величины полезной электрической мощности. Также выработка электроэнергии в среднетемпературных модулях выполняется при более высоких температурах рабочего тела, что требует дополнительных энергозатрат. Поэтому наиболее подходящими к применению в составе автономных электрогенерирующих устройств являются низкотемпературные ТГМ.



Температура источника низкопотенциального тепла, расположение термоэлектрических генераторных модулей, коэффициент теплопередачи, а также возможные потери тепловой энергии оказывают значительное влияние на количество получаемой полезной электрической мощности [48]. При этом термоэлектрические генераторы допускают применение практически любых источников теплового потока и способны работать при малых перепадах температур до 10 К [49].

Также известно, что с ростом разности температур между горячим и холодным теплоносителями, используемыми для подвода тепла к ТГМ и последующего его отвода, возрастает величина мощности генерируемого электрического тока. На рисунке 1.2 показана графическая зависимость генерируемой мощности электрического тока от разности температур между горячей ( $T_h$ ) и холодной ( $T_c$ ) сторонами промышленно используемого модуля ТГМ-199-1,4-3,5 [34, 50].

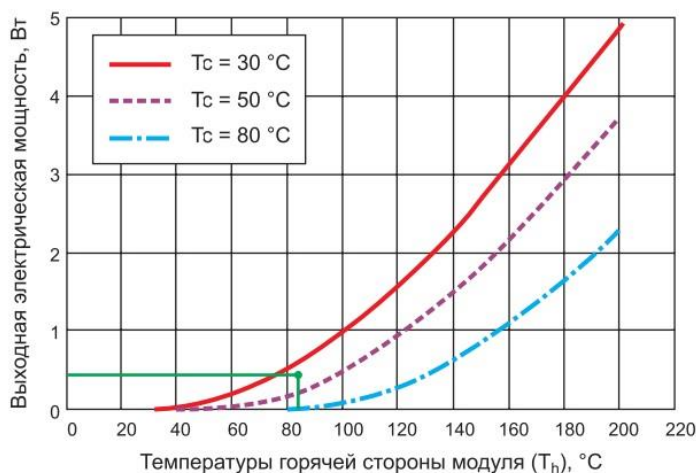


Рисунок 1.2 – Зависимость выходной электрической мощности от температуры сторон модуля ТГМ-199-1,4-3,5 [50]

При увеличении величины разности между температурами холодной и горячей сторон модуля эффективность возрастает до некоторого уровня, являющегося предельным. При этом указанный предел является индивидуальным и зависит от конструкции и состава определенного модуля, численно равен его

рабочей температуре. В результате проведенного численного моделирования получения электрической энергии, представленного в [51], при использовании совместно с когенерационной установкой термоэлектрических генераторных модулей, были сделаны следующие выводы. КПД модулей имеет линейную зависимость от температуры горячего спая, при увеличении температуры горячего спая линейно возрастает КПД модулей. В случае, когда температура горячего спая превышает рабочую температуру термоэлектрических модулей, наблюдается снижение их эффективности [34, 51].

Эффективность работы термоэлектрических генераторных модулей также зависит от добротности (эффективности) материалов, из которых изготовлены термоэлементы. Коэффициент добротности ( $ZT$ ) определяется по следующей формуле:

$$ZT = \frac{\alpha^2 \cdot \sigma}{\lambda} \cdot T, \quad (1.1)$$

где  $\alpha$  – коэффициент термо-ЭДС материала;

$\sigma$  – электропроводность материала термоэлементов;

$\lambda$  – теплопроводность материала термоэлементов;

$T$  – абсолютная температура.

В настоящее время термоэлектрические генераторные модули, выпускаемые серийно, имеют значение коэффициента добротности, численно равное  $ZT = 0,7$  при температуре 400 К, а наиболее совершенными являются ТГМ, численное значение коэффициента добротности которых составляет  $ZT = 1,5 - 2$  [52].

Производительность термоэлектрических генераторных модулей также зависит от соблюдения требований к их установке, предписанные заводом-изготовителем. Например, в результате проведенных экспериментов авторами [49, 53] были написаны рекомендации по применению ТГМ. Наибольшая производительность модулей достигается при их расположении на гладко отполированной поверхности со значением плоскостности 20 мкм, при

этом наиболее оптимальное значение усилия сжатия для модулей размером 40x40 мм составляет 1–1,5 кН. Значение температуры горячей стороны не должно превышать рабочую температуру, указанную в спецификации. Края металлических поверхностей, соприкасающихся со сторонами термоэлектрических модулей, должны выходить за их границы на расстояние 10 мм и более с каждой стороны. Температурное поле должно быть максимально равномерным. Для обеспечения наиболее эффективного теплового контакта термоэлектрических генераторных модулей с поверхностями нагрева и охлаждения необходимо между ними наносить тонкий слой теплопроводной пасты.

С целью обеспечения работоспособности энергоустановок, принцип действия которых основан на эффекте Зеебека, а именно – для нагрева одной стороны с одновременным охлаждением противоположной стороны термоэлектрического генераторного модуля, существует необходимость в потоках греющей и нагреваемой сред. В связи с данным обстоятельством, при проектировании и разработке таких энергоустановок, в случае отсутствия источника низкопотенциального тепла, безусловно важным является вопрос поиска оптимальных решений по получению указанных потоков.

Одним из таких решений является применение вихревой трубы, при помощи которой организуется процесс температурного разделения газообразных веществ на «холодный» и «горячий» потоки. Температурное разделение газа происходит под действием эффекта Ранка-Хилша при закручивании газового потока в цилиндрической или конической камере вихревой трубы, имеющей тангенциальный подвод.

### 1.3 Анализ перспектив применения вихревых труб в качестве источника тепловой энергии для термоэлектрических генераторов

К настоящему времени проведено множество исследований, касающихся изучения вихревого эффекта Ранка-Хилша. Эффект температурного разделения

газа подробно описан в работах [54, 55]. При этом основными методами исследования процессов, протекающих при вихревом энергоделении, являются натурные эксперименты и численное моделирование [56].

Наиболее приемлемым типом вихревых труб для реализации поставленных задач является противоточная вихревая труба, чертеж которой представлен на рисунке 1.3.

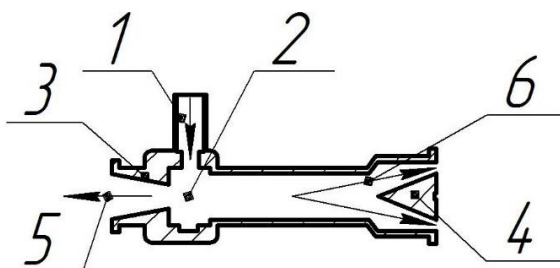


Рисунок 1.3 – Продольный разрез противоточной вихревой трубы: 1 – входной патрубок; 2 – коллектор вихревого терморазделения; 3 – отводящий патрубок холодного потока; 4 – дроссельный регулирующий винт; 5 – холодный поток; 6 – горячий поток [57]

Противоточная вихревая труба работает следующим образом. Очищенная газообразная среда, имеющая высокое давление, тангенциально направляется через входной патрубок в коллектор вихревого терморазделения, где генерируется вихрь с одновременным увеличением угловой скорости газообразной среды, которая затем, при реализации эффекта Ранка-Хилша, разделяется на два закрученных течения с низким значением давления. Холодная газообразная среда расположена в приосевой области и направляется по отводящему патрубку холодного потока, а горячая газообразная среда распределена в периферийной области трубы и подается в противоположную сторону, по отводящему патрубку горячего потока. При этом регулирование количественного соотношения указанных газообразных сред выполняется за счет вращения регулирующего дроссельного винта [2, 35, 57].

Большое внимание при исследовании вихревых труб уделяется вопросам влияния их конструктивных характеристик и параметров входного потока на эффективность термического разделения.

Авторами [58, 59] были проведены экспериментальные исследования, касающиеся вопроса влияния давления и температуры входного потока воздуха на температуру выходящих потоков вихревой трубы. В ходе экспериментов давление входного потока варьировалось от 2 до 4 атм. В результатах работ был сделан вывод о том, что эффективность охлаждения возрастает с увеличением давления на входе. В исследованиях [59] достигнута минимальная температура холодного потока  $-46\text{ }^{\circ}\text{C}$ , при этом максимальная температура горячего потока равнялась  $+43,7\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Применение вихревой трубы для температурного разделения потока газообразной среды с целью обеспечения работоспособности термоэлектрических генераторных модулей позволяет создать бестопливный автономный источник электропитания, актуальность применения которого обуславливается сведением к минимуму экономических затрат на топливо, обеспечением экологической безопасности при получении электрической энергии, повышением пожаро- и взрывобезопасности объектов [60, 61].

Также вопрос использования устройств вихревого энергоразделения газа в составе установки с термоэлектрическими генераторными модулями подробно рассмотрен в [62]. Приведено сравнение упомянутой установки с турбодетандерными установками получения электроэнергии. Сделан вывод о том, что задача обеспечения собственных нужд газораспределительной станции может быть решена с помощью применения вихревых труб в сочетании с термоэлектрическим генератором.

При этом, необходимо учитывать некоторые особенности использования низкотемпературных термоэлектрических генераторных модулей. Известно, что для их оптимального функционирования необходима организация подвода к ним потоков рабочего тела с разницей температур  $\approx 100\text{-}150\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Авторами [63] приведены результаты экспериментальных исследований по определению

термодинамической эффективности регулируемой вихревой трубы, работающей на природном газе. Исследователям удалось добиться высокой разности между температурами горячего и холодного потоков, которая составляет 122 °С. Также экспериментально установлено, что эффективность температурного разделения газа возрастает с появлением повышенной акустики и вибраций, что является подтверждением ударно-волновой концепции вихревого эффекта, описанной в [64].

Вихревые трубы могут также применяться в случаях, когда рабочая среда представлена в виде двухфазного (газожидкостного) потока. В результате численного моделирования и проведенных экспериментов в работе [65] было установлено, что при сепарации двухфазных потоков в вихревой трубе степень отделения достигает 90-95 %.

Подвод холодного и горячего газообразных потоков от вихревой трубы к термоэлектрическим генераторным модулям осуществляется по трубопроводу, а затем через внутреннюю полость каналов прямоугольного сечения, между которыми зажаты ТГМ. Для увеличения количества переданного тепла от источника, достижения максимальной производительности упомянутыми термоэлектрическими модулями, а также снижения материалоемкости, массогабаритных характеристик установки при заданных суммарном тепловом потоке, потерях давления, температурах и расходах рабочих тел крайне необходимо интенсифицировать процесс теплопередачи в указанных каналах.

1.4 Анализ существующих вариантов усовершенствования каналов с целью повышения производительности термоэлектрических генераторных модулей

1.4.1 Современные методы интенсификации теплообмена в каналах энергоустановок

Существует достаточно большое количество различных методов интенсификации теплообмена в каналах, имеющих различные формы поперечного сечения [66, 67]. Примерами таких методов являются:

- установка различного вида турбулизаторов;
- применение завихрителей и закручивающих устройств (шнеков, спиральных, витых лент и т.д.);
- тангенциальный подвод рабочего тела;
- создание лунок, канавок и выступов на внутренней поверхности стенки каналов;
- оребрение поверхности в различных вариациях;
- использование витых труб (спиральных, змеевиковых);
- применение хаотичных насадочных элементов, насыпки;
- вращение или вибрация поверхности;
- применение акустического резонанса;
- воздействие на поток пульсациями давления;
- установка пористых элементов внутри канала;
- изготовление стенки канала из материала с большим значением коэффициента теплопроводности.

Указанные методы интенсификации теплообмена подлежат использованию как изолированно, так и в комбинации друг с другом. При этом необходимо проводить теоретический и экспериментальный анализ применяемых комбинаций с целью оптимизации процесса теплообмена и достижения максимальной эффективности применения различных методов.

В литературе представлено достаточно обширное количество исследований, посвященных интенсификации теплообмена в каналах энергетических установок. Рассмотрим подробнее некоторые из них.

Вопрос выбора оптимального метода интенсификации теплообмена в канале термоэлектрического генератора был рассмотрен в [68, 69], где сечение проточной части выполнено в форме шестигранника, внутри которого установлен шестигранный вытеснитель. В исследовании было проведено сравнение базового

варианта термоэлектрического генератора, имеющего гладкую стенку, с вариантами оребрения на поверхности вытеснителя, продольным и установленным под определенным углом оребрением, луночной внутренней поверхности стенки проточной части, луночной поверхности с вытеснителем-турбулизатором, оребрения гофрой и установкой разнонаправленных ребер. Эффективность интенсификации определялась отношением безразмерного коэффициента теплоотдачи к коэффициенту газодинамического сопротивления  $(Nu/Nu_0)/(\xi/\xi_0)$ , где  $Nu_0$  и  $\xi_0$ , соответственно, безразмерный коэффициент теплоотдачи и коэффициент газодинамического сопротивления базовой конструкции. В результате анализа проведенных исследований было определено, что наибольший рост теплового потока наблюдается в конструкциях с оребрением, расположенным под определенным углом к оси термоэлектрического генератора, которое приводит к закручиванию и завихрению газового потока, но одновременно с этим значительно увеличиваются и газодинамические потери. Самыми оптимальными из рассмотренных вариантов являются конструкция с продольным внутренним оребрением и луночной поверхностью стенки проточной части, данные способы могут обеспечить наибольшее общее повышение эффективности теплообмена с последующей выработкой электроэнергии.

Метод создания на поверхности теплообмена лунок сферической, траншейной и гантелеобразной формами был исследован в [70, 71]. В ходе проведения численного моделирования и последующей оценки эффективности применения сферических лунок было определено, что увеличение коэффициента теплоотдачи преобладает над ростом величины гидравлических потерь. Например, в диапазоне чисел Рейнольдса  $Re = 10^4 \dots 10^5$  отношение роста коэффициента теплоотдачи к увеличению гидравлических потерь составляет от 1,07 до 1,17. Лунки сферической формы с острыми кромками менее предпочтительны по относительной теплоотдаче и величине гидравлических потерь по сравнению с лунками со скругленными кромками. Лунки, имеющие траншейную форму, способствуют вихреобразованию в форме смерчей, благоприятствующих увеличению коэффициента теплоотдачи, рост которого



наблюдается совместно с возрастанием глубины лунки. В результате проведенных экспериментов [71] с лунками гантелеобразной формы наблюдалось повышение коэффициента теплоотдачи, при этом было выявлено увеличение коэффициента трения в канале с гантелеобразными лунками на 50-75 % по сравнению с гладкой поверхностью. Определено, что применение упомянутых лунок при малых значениях скорости потока на входе в канал (0,5-1 м/с) увеличивает до 20 % скорость газообразного потока вблизи поверхности с лунками по сравнению с гладкой стенкой.

Применение завихрителей в виде скрученных ленточных вставок в трубах с целью интенсификации теплообмена рассмотрено в [72]. Скрученные ленточные вставки являются достаточно эффективным средством интенсификации теплообмена. Указанные вставки способствуют перемешиванию рабочей среды и ее смещению из приосевой области трубы к пристеночной области, ближе к поверхности теплообмена. Ленточные вставки, изученные в данной работе, изображены на рисунке 1.4.

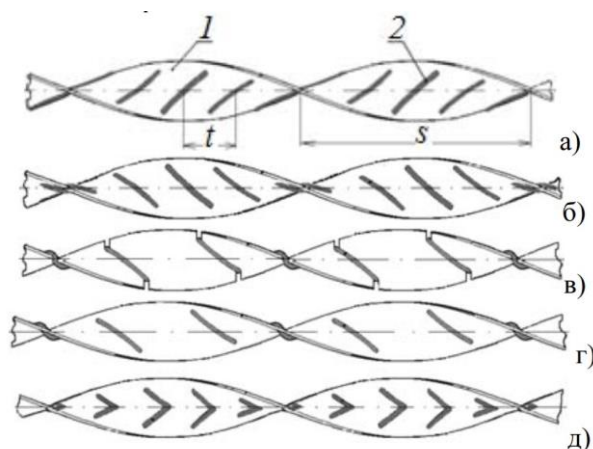


Рисунок 1.4 – Скрученные ребренные ленточные вставки: 1 – ленточная вставка; 2 – ребрение;  $t$  – шаг ребрения;  $s$  – шаг закрутки ленты; а – установка ребер обратно направлению скрутки ленты; б – размещение ребер по направлению скрутки ленты; в – проволочное ребрение, навитое на скрученную ленту через специально изготовленные пазы; г – проволочное ребрение, навитое через отверстия в теле скрученной ленты; д – шевронное ребрение [72]

При проведении экспериментов определено, что при течении однофазного рабочего тела по трубе, внутри которой установлены ленты с оребрением, расположенным обратно направлению скручивания, наблюдается увеличение коэффициента теплоотдачи совместно с ростом гидравлических потерь по сравнению с лентами, оребренными по направлению скручивания, что обусловлено более равномерным распределением поля скорости по сечениям упомянутых каналов. При значениях  $Re < 600-800$  выполнение ребер на лентах не приводит к заметному увеличению теплоотдачи и гидравлического сопротивления, при этом с увеличением числа Рейнольдса наблюдается их рост. Дальнейший анализ теплогидравлической эффективности каналов с указанными лентами показал, что оребрение лент позволяет повысить теплоотдачу на 30-40 %, по сравнению с использованием гладких лент, однако при этом наблюдается значительное превышение роста гидравлического сопротивления над увеличением коэффициента теплоотдачи.

Немалому увеличению эффективности теплообмена способствуют турбулизаторы-диафрагмы, канавки различной формы, выполненные в стенке каналов и обеспечивающие попеременные срыв и расширение потока. Примерами турбулизаторов являются кольцевые накатки, представленные на рисунке 1.5, спиральные выступы, которые показаны на рисунке 1.6.

Геометрические характеристики канала со спиральной накаткой включают (рис. 1.6): внутренний диаметр канала  $D$ , высоту выступа  $h$ , число заходов спирали  $n$ , шаг между выступами  $t$ , шаг спирали  $S = n \cdot t$ , угол между осью трубы и продольной осью выступа  $\varphi$ . Определяющими параметрами для гидравлического сопротивления и теплообмена являются относительная высота и шаг выступа.

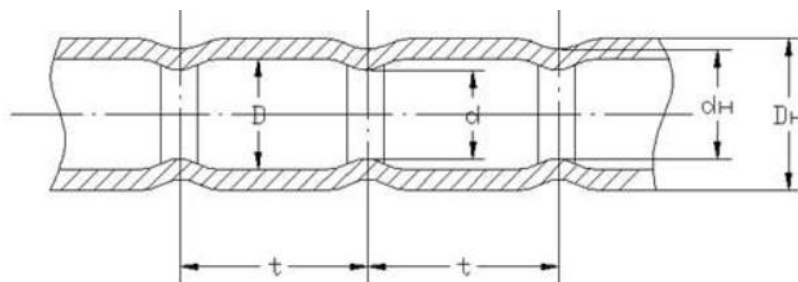


Рисунок 1.5 – Продольный разрез трубы с кольцевыми накатками:  $D$  – внутренний диаметр трубы;  $d$  – внутренний диаметр накатки;  $D_n$  – наружный диаметр трубы;  $d_n$  – наружный диаметр накатки;  $t$  – шаг накатки [73]

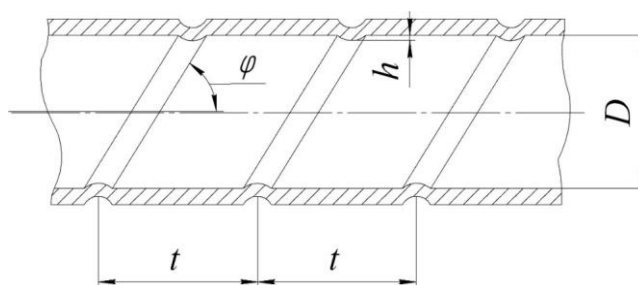


Рисунок 1.6 – Продольный разрез канала со спиральной накаткой

Вопрос увеличения гидравлического сопротивления при применении турбулизаторов в трубах рассмотрен в публикации [73]. В результате исследований выявлено, что при малом шаге турбулизирующих выступов преобладание величины эффективности теплообмена над гидравлическими потерями существует лишь при малом значении высоты указанных выступов и при высокой величине числа Рейнольдса. При этом при снижении числа  $Re$  эффективность теплообмена растет лишь в случае увеличения шага между выступами и их высот.

Существуют также турбулизаторы прямоугольного сечения, эффективность которых была исследована в [74]. Интенсификация теплообмена турбулизаторами прямоугольного поперечного сечения сопровождается увеличенными гидравлическими потерями, которые обусловлены тем, что диссипация энергии, которая возникает в образующихся вихревых структурах может быть сравнима с выработкой в них турбулентности. Применение турбулизаторов прямоугольного

сечения оптимально, когда рост эффективности теплообмена важнее увеличения гидравлических сопротивлений.

Также эффективным, в настоящее время, является метод интенсификации теплообмена, заключающийся в установке пористых элементов во внутреннюю полость канала. В работе [75] экспериментально получены данные о том, что при установке пористых элементов внутрь канала, за счет сил трения интенсивность теплообмена выше примерно в 5-10 раз по сравнению с пустым каналом, а при установке пакета пористых элементов с применением пайки – в 15-20 раз.

В представленном исследовании с целью обеспечения высокой энергоэффективности плоских термоэлектрических генераторных модулей необходимо, чтобы их поверхность имела максимально возможную площадь контакта с поверхностью теплопередающих каналов, по которым проходит теплоноситель. В связи с данным условием, наиболее приемлемым является применение каналов с прямоугольным сечением. Рассмотрим некоторые методы интенсификации теплообмена именно в указанных каналах подробнее.

#### 1.4.2 Методы интенсификации теплообмена в каналах с прямоугольным сечением

При анализе публикаций по упомянутой тематике установлено, что способы интенсификации теплообмена в каналах с прямоугольным сечением относительно мало изучены. Рассмотрим некоторые примеры теоретических и экспериментальных исследований методов повышения эффективности теплообмена в них.

Одним из упомянутых методов является установка в полости канала вихреобразователей различной формы. Например, в статье [76] представлены результаты экспериментальных исследований интенсификации теплообмена в канале с прямоугольным поперечным сечением за счет установки во внутреннюю полость канала комбинированного вихреобразователя, представляющего из себя скрученную ленту совместно с V-образными пластинами. На рисунке 1.7

показаны три типа вихреобразователей, подвергавшихся экспериментальным исследованиям. В работе рассмотрено изменение параметров теплообмена и газодинамических характеристик рабочего тела при оснащении прямоугольного воздуховода скрученными ленточными и клиновидными вставками при числах  $Re$  от 2300 и выше. Вставка, конструкция которой выполнена в виде объединения витой ленты и V-образных пластин, способствует попеременному перенаправлению воздуха в канале, что, в свою очередь, благоприятствует росту коэффициента теплопередачи, при этом также наблюдается некоторое возрастание перепада давления. Доказано, что при установке в каналах витой ленты в объединении с V-образными пластинами эффективность теплообмена увеличивается примерно на 17 % по сравнению с вариантом размещения в каналах базовой витой ленты [35, 76].

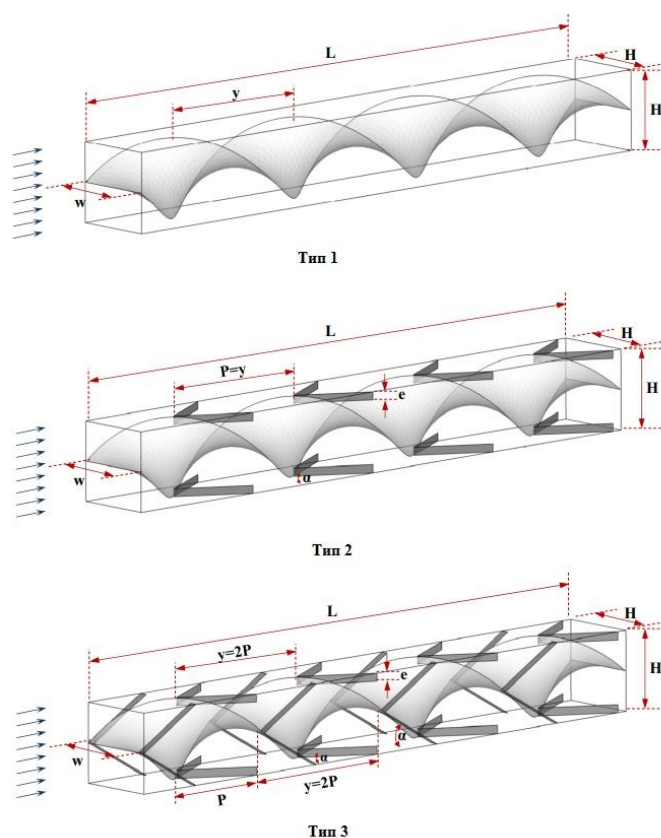


Рисунок 1.7 – Типы вихреобразователей [77]

Исследованиям вихреобразователей в прямоугольных профилированных каналах посвящена также работа [77]. В полости каналов пластинчатого

термоэлектротеплообменника были в шахматном порядке закреплены лепестковые вихреобразователи для турбулизации газообразного рабочего тела и одновременного увеличения эффективности генерации термо-ЭДС. Применение описанного метода интенсификации теплообмена способствовало беспрепятственному осуществлению нагрева газообразного рабочего тела сбросными агрессивными газами, температура которых составляла менее 150 °С, и значительному росту производительности в части генерации электроэнергии [35, 77].

Также вихревая интенсификация теплообмена при течении жидкости в прямоугольном канале была рассмотрена в [78]. Вихреобразование в полости канала выполнялось при помощи вращающегося плоского диска, установленного на внутренней стенке. Диаметр диска составлял 0,8 м при соответствующей ширине канала 1 м. В результате проведенного численного моделирования было установлено, что установка вращающегося диска на внутренней стенке приводит к образованию крупного вихря и, соответственно, интенсификации теплообмена с увеличением количества переданного тепла приблизительно в 2,5 раза в сравнении с базовым вариантом конструкции канала. При этом рост гидравлических потерь значительно ниже степени увеличения эффективности теплообмена.

Другой способ интенсификации теплообмена в каналах прямоугольного сечения заключается в установке в полости канала штифтового оребрения. Численное исследование теплообмена в прямоугольных каналах с одинарным штифтовым оребрением и штифтовым оребрением с углублением описано в [79]. Компьютерное моделирование одиночных интенсификаторов теплообмена показывает преимущества штифтового оребрения с углублением по сравнению с одиночным штифтом (рисунок 1.8).

В канале прямоугольного сечения со штифтовым оребрением с углублением число Нуссельта на 7–13 % выше, чем в аналогичном канале с одиночным штифтовым оребрением, но при этом гидравлическое сопротивление также выше на 7–12 %. Интенсификация теплопередачи турбулизатором штифтовым

орезанием с углублением происходит за счет создания завихрений высокой интенсивности в лунке вокруг штифтового ребра.

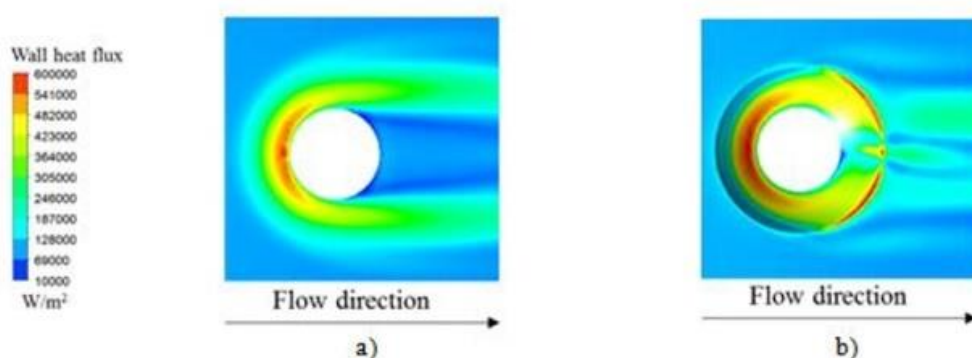


Рисунок 1.8 – Распределение интенсивности теплового потока в канале с одиночными интенсификаторами теплообмена при  $Re=14000$ : а – одинарное штифтовое оребрение; б – штифтовое оребрение с углублением [80]

Интенсификация теплообмена в канале, оборудованном штифтами, с использованием неоднородного магнитного поля была выполнена и исследована в работе [80]. С помощью численного моделирования оценивалось влияние неоднородного магнитного поля на теплообмен магнитных наножидкостей внутри прямоугольного канала с выполненными в нем штифтами (рис. 1.9). Течение жидкости ламинарное, и к стенке канала прикладывался постоянный тепловой поток. Результаты показали, что наличие неоднородного магнитного поля может значительно увеличить число Нуссельта (50 % для 1% наночастиц). Кроме того, показано, что число Нуссельта увеличивается с увеличением Рейнольдса и концентрации  $Fe_3O_4$  в воде. Также численно исследовано влияние размера штифта, и на основании полученных результатов видно, что число Нуссельта увеличивается с увеличением диаметра штифта.

В исследовании, описанном в [81], интенсификация конвективного теплообмена в канале прямоугольной формы, помимо установки штифтов, была осуществлена с применением двухфазного потока рабочего тела. В качестве базового рабочего тела был использован воздух, в который вводились твердые частицы, например, кварцевый песок. Твердая фаза циркулировала по замкнутому

контуру. В результате проведенных исследований было выявлено, что использование двухфазных воздушных (газовых) теплоносителей, по сравнению с однофазными, приводит к увеличению коэффициента теплоотдачи в 2-3 раза в прямоугольных каналах.

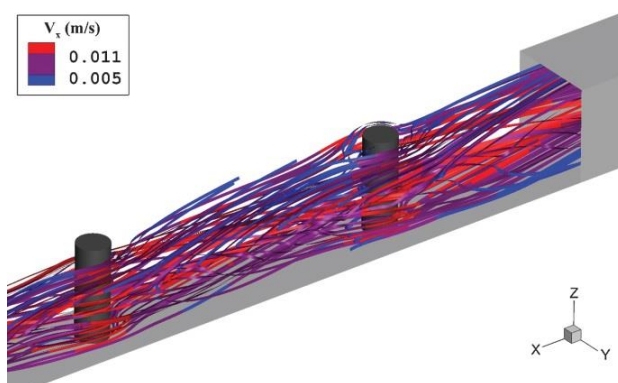


Рисунок 1.9 – Особенности течения рабочего тела внутри канала со штифтами [81]

Одним из способов повышения эффективности теплообмена также является установка в полостях каналов, по которым движется рабочее тело, перегородок, имеющих различные форму и шаг. Примером исследования такого способа является работа [82], в которой изучено одновременное влияние числа  $Re$  и изменения формы перегородок, расположенных под углом к потоку в прямоугольных микроканалах, на интенсивность теплоотдачи при ламинарном течении однофазного рабочего тела. Теплогидравлические характеристики этих типов микроканалов сравнивались с гладкими микроканалами, и численное моделирование, проведенное с ламинарным потоком, хорошо согласуется с экспериментальными данными. Сделаны следующие выводы. Использование зависимых от температуры теплофизических свойств приводит к более высокому среднему числу Нуссельта, по сравнению с постоянными теплофизическими свойствами, и уменьшает отклонение от экспериментальных результатов. Для диапазона чисел Рейнольдса от 100 до 1100 наблюдалось увеличение числа Нуссельта на 2-25% для микроканалов с перегородками по сравнению с гладкими микроканалами. Это происходит за счет лучшего перемешивания жидкости,



уменьшения толщины теплового пограничного слоя и увеличения площади теплообмена. Кроме того, гидравлическое сопротивление увеличилось на 4-30% по сравнению с гладкими микроканалами из-за местного сопротивления перегородок и наличия вторичного потока. Более высокие значения коэффициента теплопередачи и гидравлического сопротивления наблюдались при более высоких числах Рейнольдса. Жидкости с более низкой вязкостью приводят к лучшим тепловым характеристикам в микроканалах с перегородками.

Численный анализ улучшения термогидродинамических характеристик теплообменника, оборудованного частично наклонными перегородками, был выполнен в [83] на серии перегородок различной высоты. Исследовано влияние высоты перегородок и их количества на характеристики структуры течения и факторы, характеризующие явление теплообмена. Результаты показывают, что перегородки в потоке и их форма создают рециркуляционные зоны, размер вихрей которых зависит от высоты и количества перегородок. Сравнительное исследование показало, что влияние количества перегородок, присутствующих в потоке, на распределение различных гидродинамических и тепловых полей важнее, чем высота самих перегородок. Это улучшение теплообмена связано с эффектами создаваемых зон рециркуляции и расширения вихревой зоны, что вызывает существенную интенсификацию межмолекулярных взаимодействий, что, в свою очередь, приводит к улучшению термогидродинамических характеристик системы. Среди исследованных случаев теплообмен усиливается с увеличением высоты перегородок (которая не должна превышать удельное значение, вредное для турбулентных течений). Наилучшие конфигурации соответствуют случаям при количестве перегородок  $N = 4$  и высоте  $b = 0,01$  м, а также при  $N = 2$  и  $b = 0,01$  м. Исследование показывает, что с термической точки зрения, чем выше высота перегородок или их количество, тем выше число Нуссельта, что приводит к увеличению теплового КПД.

1.4.3 Оценка способа выравнивания температуры стенок каналов при помощи продольного оребрения переменной высоты с целью повышения производительности термоэлектрической генераторной установки

Как известно, при реализации термоэлектрического эффекта Зеебека сила генерируемого электрического тока при постоянном значении термо-ЭДС значительно зависит от площади контактирующих поверхностей модуля, причем организация равномерного продольного и поперечного подвода тепла к указанным поверхностям также оказывает немаловажную роль в повышении производительности по электроэнергии [1, 84].

В процессе движения горячего потока по полости канала выполняется снижение его температуры, а для холодного потока, наоборот, возрастание. В связи с указанными обстоятельствами, тепловой поток подводится к термоэлектрическим генераторным модулям, зажатым между каналами, неравномерно, а на стенках ТГМ образуется перепад температуры. При этом, при условии прямоочного движения потоков, разность температур дополнительно увеличивается по ходу движения упомянутых потоков рабочих сред, что способствует снижению производительности модулей. Эффективность генерации электрического тока пропорциональна тепловой мощности, подведенной к одной стороне модуля и отведенной с его противоположной стороны. Поэтому для увеличения численного значения мощности тока с каждого модуля важно обеспечение однородности температурного поля теплопередающих каналов [1, 2].

Часто при проектировании источников электропитания на базе ТГМ возникает задача объединения нескольких модулей в группы с целью решения задачи энергообеспечения оборудования малой энергетики. Объединение производится различными видами электрической связи, которые выбираются в зависимости от необходимой конечной величины мощности тока в цепи. При последовательном соединении модулей общее напряжение растет с увеличением количества ТГМ, но при этом необходимо соблюдение условия равномерной теплопередачи через модуль. Параллельное соединение также требует

равномерности распределения тепла по поверхностям ТГМ, и, соответственно, стенок каналов, контактирующих с ними. В случае, если данное условие не будет соблюдено, некоторые модули будут генерировать электрический ток с низким напряжением и, следовательно, за счет осуществления термоэлектрического эффекта Пельтье, будут отбирать часть общей полезно генерируемой электроэнергии для нагрева и охлаждения противоположных поверхностей [1]. Указанное обстоятельство имеет экспериментальное подтверждение и описывается в работах [85, 86].

Изложенные особенности подтверждают, что выравнивание температуры поверхности стенок каналов оказывает значительное влияние на производительность термоэлектрических генераторных модулей. С целью осуществления равномерного распределения температурного поля вдоль поверхности ТГМ может быть применен метод продольного оребрения переменной высоты, заключающийся в варьировании значения площади теплообменной поверхности [87, 88].

Авторами работ [89-91] проведены исследования, посвященные определению эффективности применения продольного оребрения переменной высоты на различных поверхностях.

Численный эксперимент, заключающийся в компьютерном моделировании естественной конвективной теплоотдачи от закрытого массива неизотермических ребер, расположенных продольно теплообменной поверхности и имеющих переменную и фиксированную высоту, описан в [89]. Моделирование было выполнено с целью сравнения эффективности теплообмена при различной геометрии ребер. Выводы исследования показывают, что большая эффективность достигается при применении ребер переменной высоты, при этом общий коэффициент теплопередачи в случае увеличения межреберного расстояния также растет, но до определенного предела и далее постоянен [1, 89].

В работе [90] также с помощью специализированных программных комплексов для моделирования процессов газодинамики и теплообмена сравнивались массивы ребер переменной и фиксированной высоты в части их

воздействия на теплообменные характеристики. Вдоль ребер пропускаться ламинарный поток. Полученные результаты позволили сделать следующие выводы. Число Нуссельта  $Nu$  и произведение коэффициента гидравлического трения на число Рейнольдса,  $f \cdot Re$ , имеют значительную зависимость от геометрических характеристик оребрения. В случае применения оребрения переменной высоты число  $Nu$  выше, а  $f \cdot Re$  ниже, в сравнении с аналогичными параметрами при использовании поверхности с ребрами фиксированной высоты [1, 90].

Авторами исследования, представленного в [91], выполнено численное моделирование теплообменных характеристик трубок с ребрами переменной высоты на их поверхности. Представленные выводы содержат сведения о том, что оребрение с большим изменением высоты ребер имеют большее сопротивление потоку рабочей среды, но при этом возрастает значение локального коэффициента теплопередачи. Доказано, что увеличение межреберного расстояния и максимальной разницы высот каждого ребра способствует значительному снижению удельной стоимости материала на единицу мощности генерируемого тока, но в то же время сопровождается увеличением общего теплового сопротивления [1, 91].

Эффективность организации однородного температурного поля поверхности путем применения оребрения переменной высоты также была исследована авторами [92]. Показано, что температура по линии, располагающейся у основания ребра фиксированной высоты, снижается вдоль его длины примерно на 30 %, а при переменной высоте ребра, его основание нагревается однородно. В результатах также сообщается о том, что указанный тип оребрения благоприятствует равномерности температурного поля поверхности и некоторому увеличению коэффициента теплоотдачи [1, 92].

Сведения о разработке математической модели теплопроводности длинного ребра, имеющего переменную высоту, записанной в цилиндрической системе координат, содержатся в публикации [93]. В указанной модели описывается теплоперенос в продольном ребре совместно с потоком теплоносителя с учетом

изменения характеристик теплообмена по длине ребра. Полученный алгоритм вычислительного эксперимента позволяет определять поле температур в ребре, а также способствует более точному решению задач теплового расчета оребренных поверхностей. Полученные авторами работы результаты подтверждают целесообразность использования оребрения переменной высоты в проточной части каналов, имеющих конфузorno-диффузornoю конструкцию, в связи с тем, что оно способствует росту эффективности теплообмена.

### 1.5 Выводы

В данной главе рассмотрены основные требования и закономерности при использовании термоэлектрических генераторных модулей, а также имеющиеся в настоящее время возможные методы усовершенствования каналов с целью повышения производительности указанных модулей.

Из анализа современного состояния проблемы теплообмена в каналах термоэлектрических генераторных установок следует необходимость исследования метода повышения производительности термоэлектрических генераторных модулей путем обеспечения равномерного распределения температуры вдоль контактирующих с модулями поверхностей за счет применения оребрения переменной высоты, определения размеров и количества ребер, а также численного моделирования газодинамики и теплообмена при реализации указанного метода.

В связи с вышеизложенным, была поставлена **цель исследования** – повышение производительности термоэлектрической генераторной установки за счет интенсификации теплопередачи в контактирующих каналах с использованием продольного оребрения переменной высоты.

Для достижения цели, поставленной в исследовании, были определены следующие **задачи**:

1. Создание пилотной опытно-промышленной термоэлектрической генераторной установки с реализацией в каналах продольного оребрения переменной высоты.

2. Экспериментальное определение гидротермических характеристик теплоносителя, температурных полей стенок каналов и мощности генерируемого электрического тока на сконструированной опытной установке.

3. Идентификация по экспериментальным данным критериального соотношения числа Нуссельта для оценки производительности термоэлектрической генераторной установки.

4. Вычислительный эксперимент для проведения сравнительного анализа стационарных гидродинамических и тепловых полей с опытными данными в каналах термоэлектрической генераторной установки.

## **ГЛАВА 2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ МЕТОДА ВЫРАВНИВАНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ КАНАЛОВ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ ОРЕБРЕНИЯ ПЕРЕМЕННОЙ ВЫСОТЫ**

С целью практической оценки эффективности применяемого метода интенсификации генерации электрической энергии, заключающегося в обеспечении равномерного распределения температуры по поверхности стенок каналов прямоугольного сечения, контактирующих с термоэлектрическими генераторными модулями, а также получения численного значения основных параметров исследуемых газообразных потоков, на базе предприятия ООО ФПК «Космос-Нефть-Газ», г. Воронеж, была разработана и изготовлена пилотная опытно-промышленная термоэлектрическая генераторная установка [94].

### 2.1 Конструкция и принцип действия пилотной опытно-промышленной термоэлектрической генераторной установки

Принципиальная схема разработанной пилотной опытно-промышленной установки представлена на рисунке 2.1 и включает в себя следующие элементы: 1 – запорная арматура; 2 – регулятор давления; 3 – фильтр с автоматическим сливом, сетка 5 мкм, расход потока – 1218 л/мин; 4 – вихревая трубка Nex Flow 50040H, 1133 л/мин при 6,9 бар, температура до 93 °С; 5 – датчик температуры входного потока ДТПК105-0100.60; 6 – манометр (датчик давления) 0..10 кгс/см<sup>2</sup>; 7 – каналы прямоугольного сечения с наружными размерами (длина x ширина x высота) 295x60x43 мм; 8 – термоэлектрические генераторные модули ТГМ-199-1,4-0,8; 9 – датчики температуры потоков на выходе из вихревой трубы ДТПК105-0100.60; 10 – ротаметры, 20-100 м<sup>3</sup>/ч для холодного потока и 2,5-25 м<sup>3</sup>/ч для горячего потока; 11 – датчики температуры холодного и горячего потоков за ротаметрами ДТПК334-06.60/2,5К.1; 12 – датчики температуры холодного и горячего потоков на выходе из каналов прямоугольного сечения





От указанного компрессора сжатый воздух подается по трубопроводу к запорной арматуре 1 пилотной опытно-промышленной установки. Осуществляется открытие запорной арматуры, в результате чего поток устремляется к регулятору давления 2, с помощью которого выполняется снижение давления до требуемой величины на входе в вихревую трубу. Согласно паспортным данным, наибольшая эффективность разделения воздуха в используемой вихревой трубе достигается при давлении 6,9 бар. После регулятора давления поток сжатого воздуха подается в фильтр 3, где выполняется его дополнительная очистка от механических примесей и возможных остатков масляных капель. Из фильтра поток воздушный поток направляется во входной патрубок противоточной вихревой трубы 4, где под действием вихревого эффекта Ранка-Хилша разделяется на два потока, имеющих низкое давление и различные значения температур. Поток с низкой температурой или холодный поток распределяется по приосевой области вихревой трубы и направляется в одну сторону, а поток с высокой температурой или горячий поток распределяется по периферийной пристеночной области и направляется в противоположную сторону. Контроль температуры и давления воздуха, поступающего в вихревую трубу, выполняется, соответственно, при помощи датчика температуры 5 и манометра 6. Далее воздушные потоки с разной температурой направляются в каналы с прямоугольным поперечным сечением 7, между которыми установлены термоэлектрические генераторные модули 8. Величина давления, расхода и температуры потоков, поступающих в указанные каналы, контролируется, соответственно, при помощи манометров 9, ротаметров 10 и датчиков температуры 11. Из каналов 7 потоки отводятся в окружающую среду. С помощью датчиков температуры 12 контролируются значения их температуры на выходе из каналов. С целью определения эффективности выравнивания температуры поверхности осуществляется контроль изменения температуры стенки по длине канала горячего потока при помощи датчиков температуры 13, а канала холодного потока – датчиков температуры 14. Указанные датчики установлены в специально изготовленных в теле стенок каналов,

контактирующих с ТГМ, сквозных отверстиях. При этом за счет создания необходимой разности температур между холодной и горячей сторонами термоэлектрических генераторных модулей 8 реализуется термоэлектрический эффект Зеебека и выполняется генерация электрического тока, который подается к электрической нагрузке 15. Сила генерируемого модулями тока в цепи измеряется амперметром 16, а напряжение – вольтметром 17 [1, 2, 57].

Для запуска считывающих устройств и последующего контроля показаний манометра, датчиков температуры был изготовлен пульт управления (на схеме не показан).

Изображение изготовленной пилотной опытно-промышленной установки представлено на рисунке 2.2.

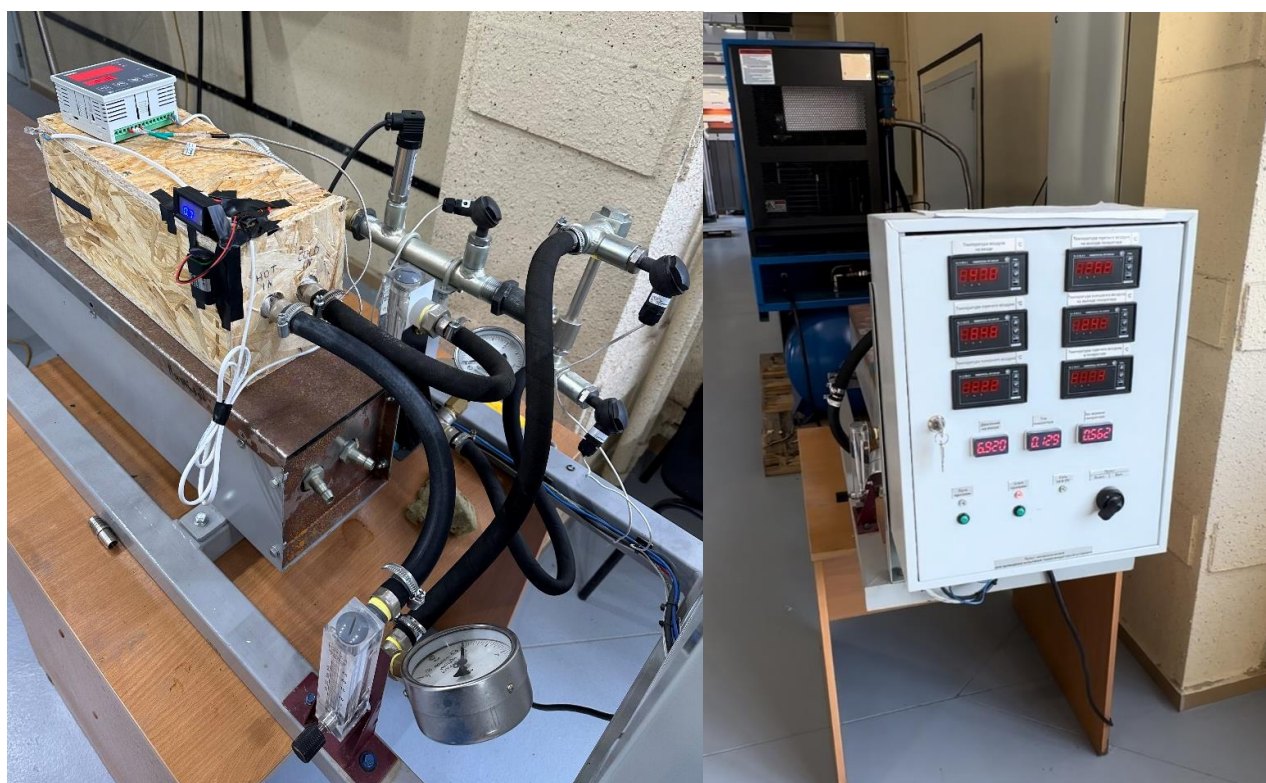


Рисунок 2.2 – Пилотная опытно-промышленная термоэлектрическая генераторная установка

Источником низкопотенциального тепла и, одновременно, генератором холодного и горячего газообразных потоков, имеющих необходимую для обеспечения работоспособности термоэлектрических генераторных модулей

разницу температур, в данной пилотной установке служит вихревая труба Nex Flow 50040H. Чертеж указанной вихревой трубы с габаритными и присоединительными размерами показан на рисунке 2.3.

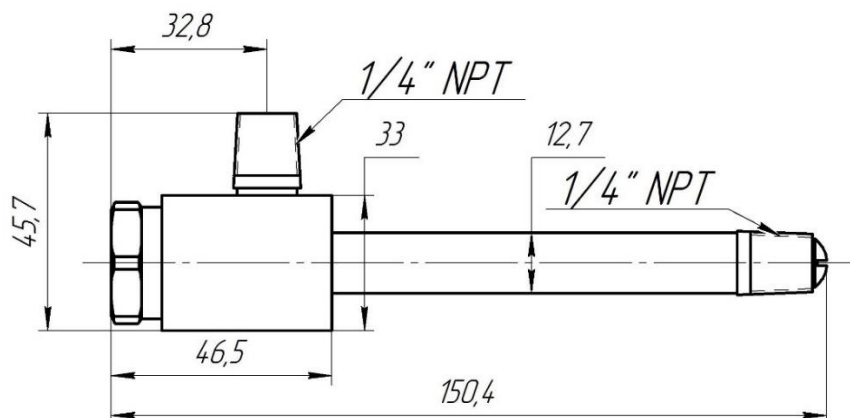


Рисунок 2.3 – Вихревая труба Nex Flow 50040H

Согласно [95] и паспортным данным, вихревая труба Nex Flow 50040H имеет следующие характеристики:

- расход воздуха 1133 л/мин;
- номинальное давление воздуха 6,9 кгс/см<sup>2</sup>;
- тепловая мощность 850 Вт.

Используемая в установке противоточная вихревая труба Nex Flow 50040H была исследована как отечественными, так и зарубежными научными работниками. Авторами работ [96, 97] было выявлено, что при эксплуатации данной вихревой трубы наивысшее значение эффективности терморазделения воздушного потока выполняется при соотношении горячего и холодного потоков 20 % к 80 % соответственно, которое достигается при трех полных оборотах регулирующего винта дроссельного устройства, расположенного в выходном патрубке горячего потока. Результаты исследований, представленные в публикациях [98-100], позволяют сделать вывод о том, что разница температур между холодным и горячим потоками при давлении воздуха на входе в вихревую трубу, равном 2 бар, составляет 30 °С. При этом с ростом входного давления наблюдается дальнейшее увеличение упомянутой разницы температур и при

давлении, равном 5 бар, достигает 80 °С. Полученные в представленных исследованиях опытные данные подтверждают целесообразность использования вихревой трубы Nex Flow 50040H в качестве источника низкопотенциального тепла в составе разработанной пилотной опытно-промышленной установки [34].

## 2.2 Первый этап экспериментальных исследований

Первый этап экспериментальных исследований заключался в получении основных характеристик холодного и горячего потоков, численного значения мощности генерируемого электрического тока, а также величины изменения температуры стенок каналов, контактирующих с ТГМ, по длине при изменении давления и расхода холодного и горячего потоков и базовой конструкции каналов прямоугольного сечения [1].

Общий вид упомянутых каналов перед установкой в теплоизолированный короб представлен на рисунке 2.4.

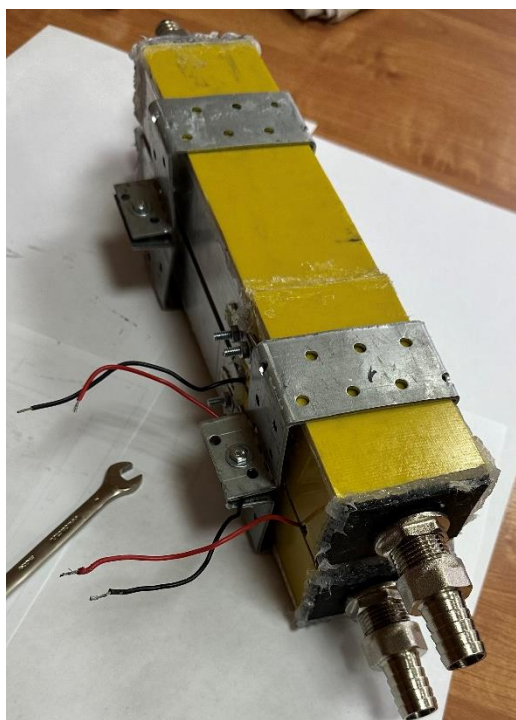


Рисунок 2.4 – Общий вид изготовленных каналов прямоугольного сечения

Длина каждого канала составляет 295 мм. С целью обеспечения возможности дальнейшей модернизации каналов оребрением переменной высоты из готовых, стандартных радиаторов путем фрезерования, каналы выполнены составными из двух частей. Удлиняющая часть каналов использовалась также для выравнивания скорости входящего потока рабочего тела, минимизации возможных пульсаций и вихреобразования при резком изменении проходного сечения.

Для измерения температуры стенок каналов прямоугольного сечения были выполнены несквозные отверстия в стенках частей каналов, между которыми зажаты термоэлектрические генераторные модули. При этом диаметр и длина рабочей части термопар ДТПЛ454-05.60/1,0К составляют, соответственно, 1,5 мм и 60 мм. Согласно руководству по эксплуатации, необходимо, чтобы рабочая часть термопары минимум на 2/3 части длины была погружена в среду, где измеряется температура, поэтому размеры несквозных отверстий в стенках должны иметь диаметр  $\geq 1,6$  мм и длину  $\geq 40$  мм. Чертеж части канала с отверстиями в стенке для закрепления термопар представлен на рисунке 2.5.

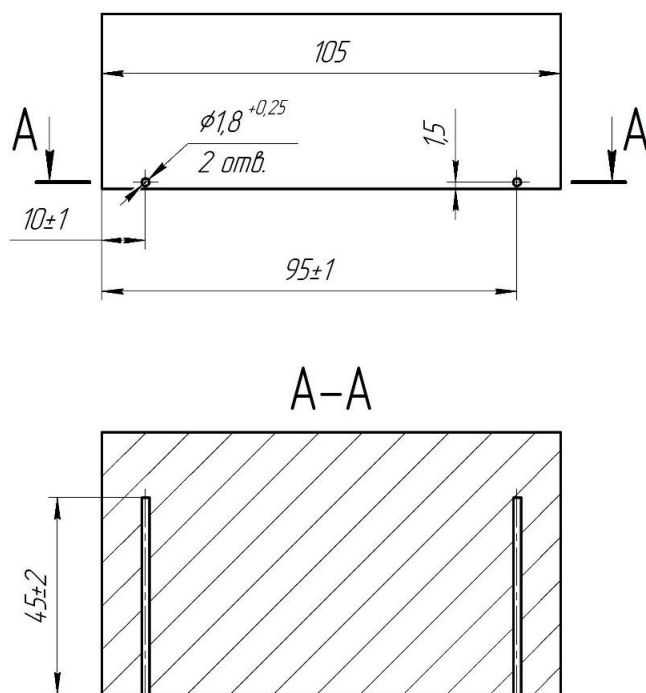


Рисунок 2.5 – Чертеж части канала с отверстиями в стенке для крепления термопар

Сверление отверстий выполнялось на фрезерном станке с числовым программным управлением (ЧПУ), в связи с малым значением толщины стенки каналов и большой протяженностью данных отверстий ( $45 \pm 2$  мм). При использовании наиболее распространенных методов сверления (дрель, сверлильный станок) не удалось добиться положительного результата, отверстия выполнялись либо с сильным изгибом по длине, что способствовало бы искажению полученных результатов, либо происходило вскрытие материала стенки на длине  $\approx 20$ -30 мм. Изображение канала с выполненными отверстиями в стенке, контактирующей с ТГМ, представлено на рисунке 2.6.



Рисунок 2.6 – Канал прямоугольного сечения с выполненными отверстиями в стенке

Поверхности частей каналов, непосредственно контактирующие с ТГМ, предварительно были отполированы с целью снижения шероховатости. Процесс установки термоэлектрических генераторных модулей на подготовленную поверхность стенки с использованием термопасты показан на рисунке 2.7.

Стягивание каналов между собой и зажатие между ними ТГМ осуществлялось с помощью специально изготовленных хомутов, пример которых изображен на рисунке 2.8.

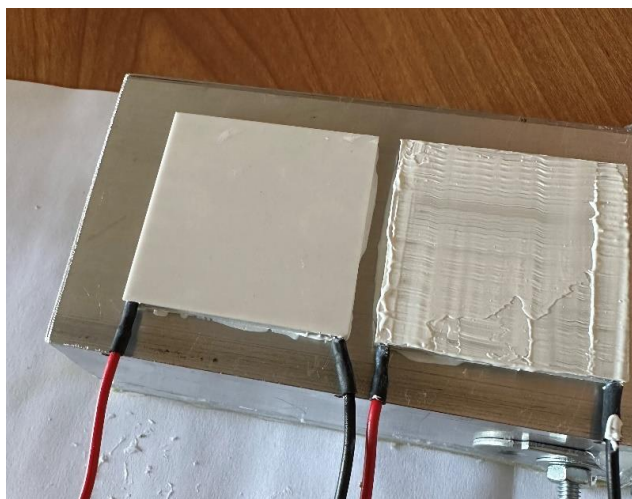


Рисунок 2.7 – Процесс установки термоэлектрических генераторных модулей



Рисунок 2.8 – Хомут для стягивания каналов

Для снижения потерь давления и минимизации возможных утечек теплоносителей при сборке каналов для прохода холодного и горячего потоков все соединения деталей были герметизированы силиконовым герметиком.

Электрическое соединение контактов модулей между собой, а также с амперметром и нагрузкой при использовании дополнительных кабелей, выполнялось пайкой.

С целью минимизации потерь тепла собранные и скрепленные хомутами каналы были обмотаны в пленку и помещались в специально изготовленный деревянный короб, при этом пространство между внутренней поверхностью

короба и упомянутыми каналами заполнялось монтажной пеной. Процесс изготовления теплоизоляции показан на рисунке 2.9.



Рисунок 2.9 – Теплоизоляция каналов

В результате проведенных экспериментальных исследований первого этапа были получены значения температуры, давления, расхода холодного и горячего потоков, изменения температуры стенок каналов по ходу движения теплоносителей, численного значения напряжения и силы генерируемого электрического тока, которые представлены в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Экспериментальные данные первого этапа исследований [1]

Параметр	Давление воздуха на входе в вихревую трубу, бар								
	6	6,2	6,5	6,7	7	7,2	7,5	7,7	8
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Температура воздуха на входе в вихревую трубу, °С	36,5	38,7	40	33,1	36,4	38,7	40,1	41,1	41,8
Давление холодного потока воздуха, бар	0,38	0,4	0,45	0,45	0,5	0,51	0,52	0,55	0,57
Расход холодного потока воздуха, м <sup>3</sup> /ч	49	50	52	53	55	56	58	59	62



Продолжение таблицы 2.1 [1]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Температура холодного потока воздуха на входе в канал, °С	1,6	6,6	8	-0,9	3,9	5,9	7,4	8,2	8,9
Давление горячего потока воздуха, бар	0,35	0,4	0,42	0,42	0,5	0,5	0,5	0,55	0,56
Расход горячего потока воздуха, м <sup>3</sup> /ч	16	16,5	17,5	17,2	18,5	19	19,5	20	21
Температура горячего потока воздуха на входе в канал, °С	75,1	74,7	76,1	74,7	73,3	74,6	76,3	77,1	77,6
Температура холодного потока воздуха на выходе из канала, °С	7,2	8,4	9	6,5	7,8	8,4	8,7	8,9	9,5
Температура горячего потока воздуха на выходе из канала, °С	54,7	55,4	55,5	53,2	54,6	54,5	54,3	54,3	54,1
Сила тока, А	0,15	0,18	0,18	0,18	0,18	0,2	0,2	0,21	0,21
Напряжение, В	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Температура стенки канала горячего потока воздуха над ТГМ на входном участке, °С	17,4	19,8	20,3	19,9	19,6	20,7	20,9	21	21,1
Температура стенки канала горячего потока воздуха над ТГМ на выходе, °С	15,2	17,2	17,6	17,2	16,9	17,8	17,7	17,8	17,8
Температура стенки канала холодного потока над ТГМ на входном участке, °С	12,8	13,6	13,6	13,5	13,5	13,5	13,3	13,3	13,1
Температура стенки канала холодного потока воздуха над ТГМ на выходе, °С	16	16,9	17	16,9	17	16,9	16,9	17	16,9

Руководствуясь полученными данными, максимальное значение разности температур стенки канала горячего потока между входным и выходным участками над термоэлектрическими генераторными модулями равно 3,3 °С, то же для канала холодного потока равно 3,8 °С [1].

### 2.3 Второй этап экспериментальных исследований

С целью снижения затрат на фрезеровку и изготовление каналов при рассмотрении различных вариантов формы оребрения переменной высоты была выбрана прямоугольная форма сечения ребра. Руководствуясь результатами первого этапа экспериментальных исследований, согласно методике, представленной в главе 3 диссертации, был выполнен расчет геометрических характеристик оребрения переменной высоты, после чего были изготовлены каналы прямоугольного сечения с внутренним продольным оребрением с изменяющейся высотой по длине канала, габаритные размеры которых аналогичны размерам каналов для первого этапа. Высота ребра стенки канала холодного потока изменялась от 18,5 мм до 20 мм при числе ребер, равном 7 шт., а высота ребра стенки канала горячего потока – от 14,5 мм до 13,5 мм при числе ребер, равном 3 шт. Чертежи указанного оребрения и изображение каналов холодного и горячего потоков в процессе сборки представлены, соответственно на рисунках 2.10, 2.11 и 2.12.

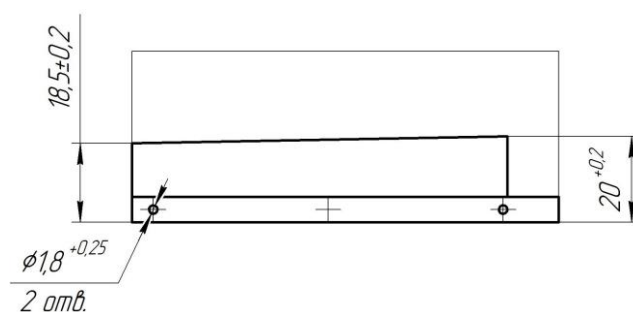


Рисунок 2.10 – Чертеж ребра переменной высоты на основании канала холодного потока

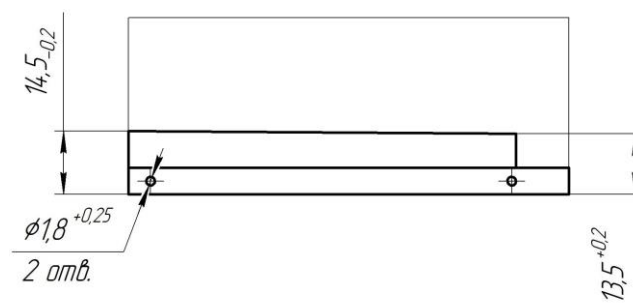


Рисунок 2.11 – Чертеж ребра переменной высоты на основании канала горячего потока

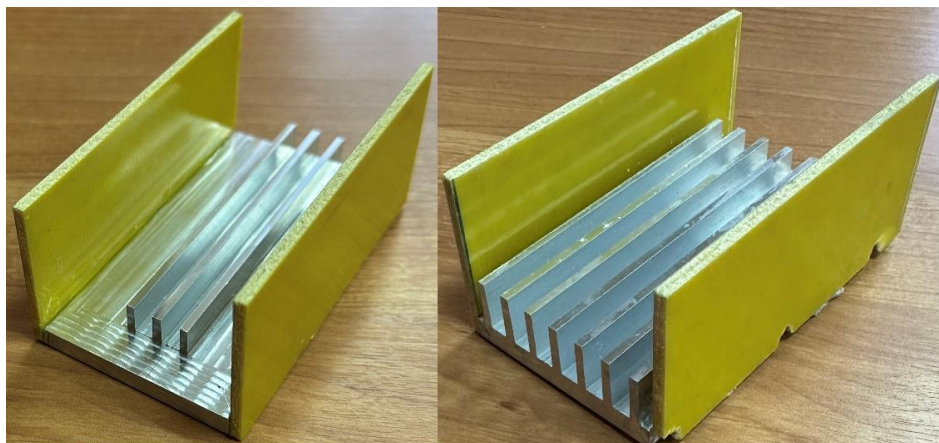


Рисунок 2.12 – Процесс сборки оребренных каналов

На втором этапе экспериментальных исследований были получены данные об основных характеристиках входного, холодного и горячего потоков воздуха, изменении температуры стенок по длине участков каналов, между которыми зажаты ТГМ, а также значениях напряжения и силы генерируемого ими электрического тока. Полученные результаты занесены в таблицу 2.2 [1].

Руководствуясь полученными на втором этапе данными, максимальное значение разности температур стенки канала горячего потока между входным и выходным участками над термоэлектрическими генераторными модулями равно 2,1 °С, то же для канала холодного потока равно 1,5 °С. Полученные результаты подтверждают организацию равномерного распределения температуры стенки благодаря установке оребрения переменной высоты [1].

Таблица 2.2 – Экспериментальные данные второго этапа исследований [1]

Параметр	Давление воздуха на входе в вихревую трубу, бар								
	6	6,2	6,5	6,7	7	7,2	7,5	7,7	8
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Температура воздуха на входе в вихревую трубу, °С	22,1	26,2	29	30,6	31,4	22,1	26,3	28,9	30,8
Давление холодного потока воздуха, бар	0,39	0,4	0,45	0,45	0,5	0,51	0,52	0,55	0,57
Расход холодного потока воздуха, м <sup>3</sup> /ч	49	50	52	53	55	56	58	59	62

Продолжение таблицы 2.2 [1]

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Температура холодного потока воздуха на входе в канал, °С	-6,5	-2,5	0,4	2,12	3,3	-7,1	-2,4	0,3	1,8
Давление горячего потока воздуха, бар	0,35	0,4	0,42	0,42	0,5	0,5	0,5	0,55	0,56
Расход горячего потока воздуха, м <sup>3</sup> /ч	16	16,5	17,5	17,2	18,5	19	19,5	20	21
Температура горячего воздуха на входе в канал, °С	66,2	65,2	67,4	69,3	70,6	66,1	66	68,2	69,9
Температура холодного потока воздуха на выходе из канала, °С	3,4	4,7	5,2	5,6	5,5	2,1	4	4,9	5,2
Температура горячего потока воздуха на выходе из канала, °С	39,8	41,8	42,7	43,3	46,6	41,5	44,4	45,7	46,8
Сила тока, А	0,21	0,21	0,23	0,23	0,23	0,23	0,24	0,24	0,26
Напряжение, В	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Температура стенки канала горячего потока воздуха над ТГМ на входном участке, °С	11,8	13,2	13,5	13,7	13,9	14	13,4	13,7	14,4
Температура стенки канала горячего потока воздуха над ТГМ на выходе, °С	9,4	11,1	11,4	11,6	11,7	11,8	11,3	11,6	12,3
Температура стенки канала холодного потока воздуха над ТГМ на входном участке, °С	5,5	5,9	6	5,9	6	5,5	5,6	5,8	5,8
Температура стенки канала холодного потока воздуха над ТГМ на выходе, °С	6,7	7,3	7,4	7,3	7,4	6,9	7,1	7,3	7,3

#### 2.4 Обработка полученных экспериментальных данных

С целью систематизации и анализа полученных величин было принято решение об использовании безразмерных комплексов – критериев подобия, которые позволяют охарактеризовать теплообмен, режим течения

теплоносителей, соотношения сил давления и сил инерции и т.д. К таким критериям относятся числа Рейнольдса, Нуссельта, Эйлера и др.

При выполнении расчетов теплофизические свойства холодного и горячего потоков воздуха определялись по среднеарифметическому значению температуры указанных потоков между величинами на входе и выходе каналов.

В качестве определяющего размера использовался эквивалентный диаметр канала  $d_э$ , м, который рассчитывается по формуле

$$d_э = \frac{4 \cdot S}{P}, \quad (2.1)$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения канала, м<sup>2</sup>;

$P$  – периметр поперечного сечения канала, м.

Для каналов с выполненным оребрением переменной высоты эквивалентный диаметр рассчитывался в поперечном сечении канала, расположенном в центральной части упомянутого оребрения.

Скорость движения теплоносителя в канале  $w$ , м/с определяется следующим образом

$$w = \frac{G}{\rho \cdot S}, \quad (2.2)$$

где  $G$  – массовый расход теплоносителя, кг/с;

$\rho$  – плотность теплоносителя, кг/м<sup>3</sup>.

Число Рейнольдса вычисляется по формуле

$$\text{Re} = \frac{w \cdot d_э}{\nu}, \quad (2.3)$$

где  $\nu$  – кинематическая вязкость теплоносителя, м<sup>2</sup>/с.

По значению  $Re$  определяется режим течения теплоносителя, после чего по полученным данным из технической литературы выбирается критериальное уравнение для вычисления числа Нуссельта.

В представленном исследовании из [101-103] были выбраны следующие критериальные уравнения.

При развитом турбулентном режиме течения воздуха ( $Re > 10^4$ ) в прямых трубах и каналах [101]

$$Nu = 0,018 \cdot \varepsilon_l \cdot Re^{0,8}, \quad (2.4)$$

где  $\varepsilon_l$  – поправочный коэффициент, зависящий от значения отношения длины канала к его эквивалентному диаметру и числа  $Re$ .

При переходном режиме течения ( $2300 \leq Re \leq 10^4$ ) воздуха в прямых трубах и каналах критериальное уравнение для расчета числа  $Nu$  [102]

$$Nu = 0,86 \cdot K_0, \quad (2.5)$$

где  $K_0$  – эмпирический комплекс, который определяется по номограмме и зависит от значения числа  $Re$ .

Число Эйлера, определяющее соотношение сил давления и сил инерции, вычисляется по следующей формуле [103]

$$Eu = \frac{p}{\rho w^2}, \quad (2.6)$$

где  $p$  – абсолютное давление, Па.

Коэффициент теплоотдачи  $\alpha$ , Вт/(м<sup>2</sup> · К) для каждого из потоков рабочего тела определяется по следующему соотношению

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda}{d_3}, \quad (2.7)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности теплоносителя, Вт/(м · К).

## 2.4 Основные результаты

Основные результаты проведенных экспериментальных исследований представлены в виде графических зависимостей.

На рисунке 2.13 представлен график зависимости  $\text{Eu} = f(\text{Re})$  для холодного и горячего потоков в вариантах конструкции каналов без оребрения и с оребрением переменной высоты [1].

Из представленной зависимости можно заметить, что число  $\text{Eu}$  для горячего потока при обоих вариантах конструкции каналов находится практически на одном уровне и снижается по мере увеличения  $\text{Re}$ . Число  $\text{Eu}$  для холодного потока при его течении по каналам без оребрения и оребренным каналам находится на одном уровне, в пределах 1500, при этом с увеличением числа Рейнольдса наблюдается лишь незначительное его снижение [1].

В связи с тем, что для расчета  $\text{Eu}$  использовалась формула (2.6), а значение абсолютного давления потоков рабочего тела на первом и втором этапах экспериментальных исследований преимущественно равны, конечная величина числа Эйлера в основном зависела от динамического напора  $\rho w^2$ . При увеличении скорости потока возрастает число Рейнольдса и снижается числа Эйлера. Для горячего потока воздуха, в условиях оребрения канала ребрами переменной высоты и с учетом равного значения  $\text{Re}$ , снижение значения  $\text{Eu}$ , по сравнению с тем же потоком при конструкции канала без оребрения, обусловлено более высоким значением плотности потока, подаваемого в оребренный канал.

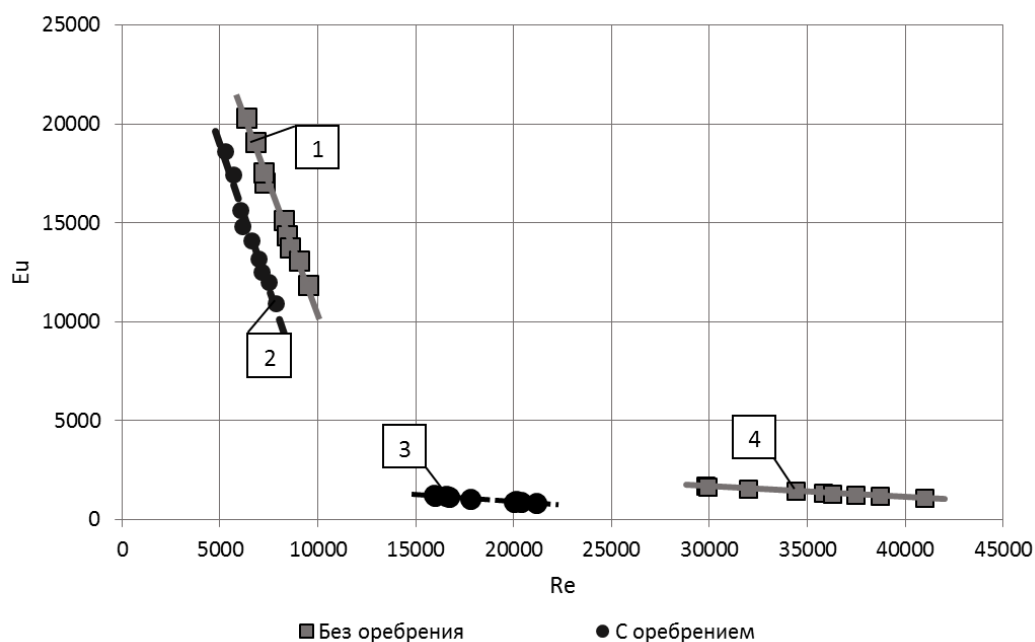


Рисунок 2.13 – График зависимости числа  $Ei$  от  $Re$ : 1 – горячий поток при конструкции канала без оребрения; 2 – горячий поток при конструкции канала с оребрением; 3 – холодный поток при конструкции канала с оребрением; 4 – холодный поток при конструкции канала без оребрения [1]

На рисунке 2.14 показан график зависимости числа Нуссельта от изменения числа Рейнольдса для холодного и горячего потоков в вариантах с конструкцией каналов без оребрения и с оребрением переменной высоты [1, 34].

Анализируя зависимость, представленную на рисунке 2.14, можно увидеть, что для горячего потока воздуха при обоих вариантах конструкции каналов число  $Nu$  находится практически на одном уровне. Для холодного потока при конструкции каналов с оребрением число  $Re$  ниже, чем при конструкции без оребрения, в связи с чем, ниже и значения  $Nu$ . Данное обстоятельство обусловлено снижением величины площади проходного сечения и, следовательно, эквивалентного диаметра, являющегося определяющим размером.

График зависимости коэффициента теплоотдачи  $\alpha$ ,  $Вт/(м^2 \cdot К)$  от числа Рейнольдса при обеих конструкциях каналов холодного и горячего потоков проиллюстрирована на рисунке 2.15.



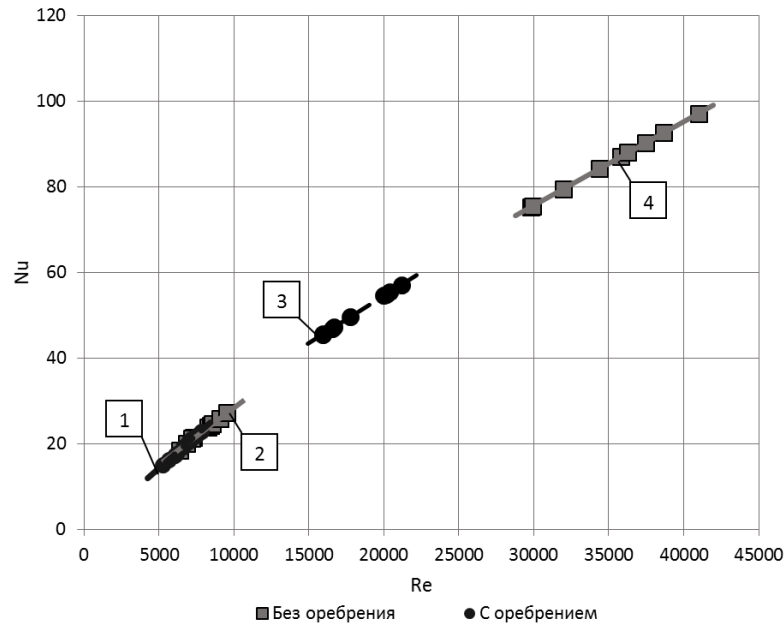


Рисунок 2.14 – График зависимости критерия Nu от Re: 1 – горячий поток при конструкции канала с оребрением; 2 – горячий поток при конструкции канала без оребрения; 3 – холодный поток при конструкции канала с оребрением; 4 – холодный поток при конструкции канала без оребрения [1]

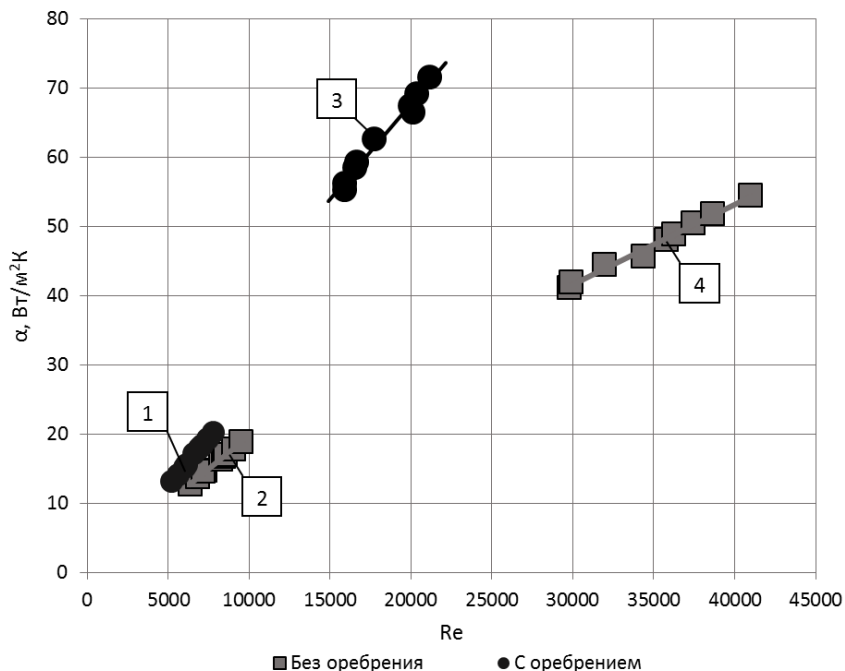


Рисунок 2.15 – График зависимости коэффициента теплоотдачи от Re: 1 – горячий поток при конструкции канала с оребрением; 2 – горячий поток при конструкции канала без оребрения; 3 – холодный поток при конструкции канала с оребрением; 4 – холодный поток при конструкции канала без оребрения [1]

Как видно из графика, показанного на рисунке 2.15, при реализации оребрения с переменной высотой ребер в каналах горячего и холодного потоков выполняется значительное увеличение коэффициента теплоотдачи при тех же значениях числа Рейнольдса, что говорит об интенсификации процесса теплообмена в указанных каналах.

На рисунке 2.16 изображена зависимость разности температуры стенки каналов между входным и выходным участками над ТГМ,  $\Delta t_{ст}$ , °C от числа Рейнольдса в вариантах с конструкцией каналов без оребрения и с выполненным оребрением переменной высоты [1, 34].

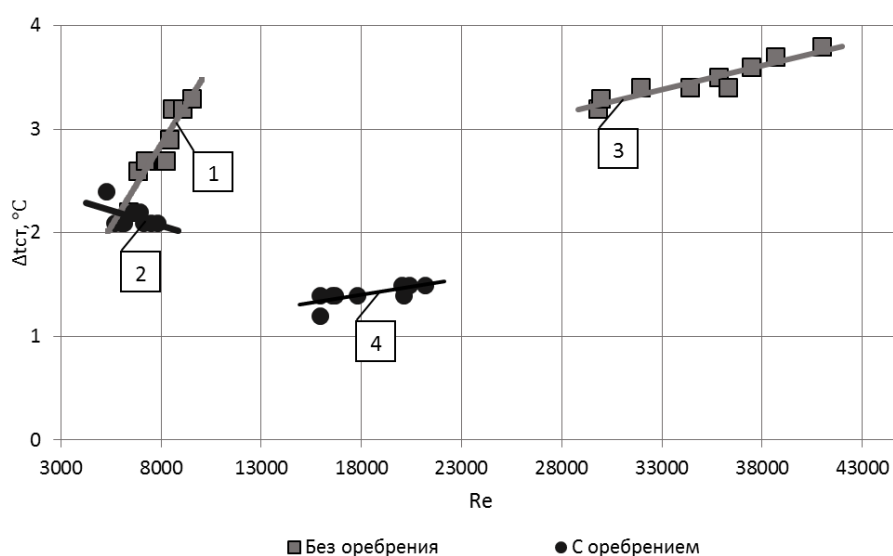


Рисунок 2.16 – График зависимости разности температуры стенки каналов между входным и выходным участками над ТГМ от числа Re: 1 – канал горячего потока при конструкции без оребрения; 2 – канал горячего потока с оребрением; 3 – канал холодного потока при конструкции без оребрения; 4 – канал холодного потока с оребрением [1, 34]

На основании зависимости, показанной на рисунке 2.16, можно сделать вывод о том, что установка оребрения переменной высоты как для канала горячего потока, так и для канала холодного потока воздуха способствует значительному выравниванию температурного поля стенки канала по длине. Наибольшее снижение разности температуры стенки при установке оребрения для

канала горячего потока составило от 3,3 °С до 2,1 °С, то же для канала холодного потока составило от 3,8 °С до 1,5 °С [1].

На рисунке 2.17 представлен график изменения мощности генерируемого электрического тока при использовании оребрения ( $N_{co}$ ) к варианту с конструкцией каналов без оребрения ( $N_{bo}$ ),  $N_{co}/N_{bo}$ , при увеличении давления воздуха на входе в вихревую трубу [1].

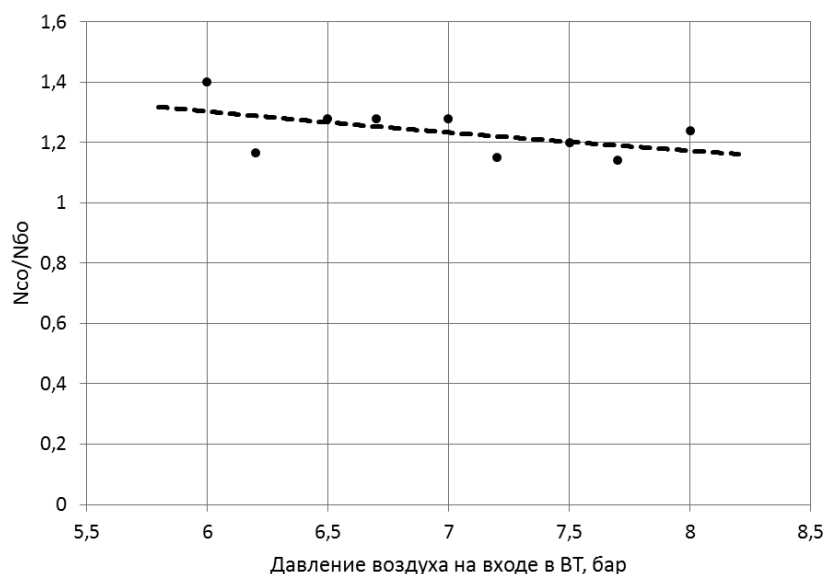


Рисунок 2.17 – График зависимости отношения мощностей генерируемого электрического тока  $N_{co}/N_{bo}$  от давления воздуха на входе в вихревую трубу [1, 35]

Как можно заметить из графика, рис. 2.17, оснащение каналов термоэлектрической генераторной установки ребрами переменной высоты способствует выравниванию температурного поля вдоль поверхности каналов и, соответственно, ТГМ, что приводит к увеличению значения мощности генерируемого ей электрического тока. Производительность установки при конструкции каналов с выполненным в них оребрением переменной высоты в среднем увеличилась на 23,7%, при этом наибольший прирост составляет 40%, соответствующий режиму подачи сжатого воздуха во входной патрубков вихревой трубы с давлением 6 бар [1].

### ГЛАВА 3. РАСЧЕТ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОРЕБРЕНИЯ И ОБРАБОТКА ОПЫТНЫХ ДАННЫХ

3.1 Расчет геометрических характеристик оребрения при выравнивании температуры поверхности каналов термоэлектрической генераторной установки

Для расчета геометрических характеристик оребрения при выравнивании температуры поверхности каналов прямоугольного сечения была использована стандартная инженерная методика расчета теплообмена через многослойную плоскую стенку, адаптированная для конструкции термоэлектрической генераторной установки с одновременным использованием зависимостей для расчета высоты оребрения переменной высоты с ребрами прямоугольного поперечного сечения.

При отсутствии данных о средней температуре стенок каналов, на которых планируется выполнить продольное оребрение с переменной высотой, изначально следует рассчитать ее теоретическое значение. Расчет выполняется следующим образом.

Теплофизические свойства теплоносителей определяются по среднеарифметическому значению между температурами рабочего тела на входе в канал и на выходе из канала [2].

Определяется общий тепловой поток  $Q$ , Вт [2]

$$Q = G_r \cdot C_{pr} (t'_r - t''_r) = G_x \cdot C_{px} (t''_x - t'_x), \quad (3.1)$$

где  $G_r$  и  $G_x$  – массовые расходы, соответственно, горячего и холодного потоков воздуха, кг/с;

$C_{pr}$  и  $C_{px}$  – изобарные теплоемкости потоков воздуха, кДж/(кг·К);

$t'_Г$  и  $t''_Г$  – температуры горячего потока, соответственно, на входе и выходе канала, °С

$t'_Х$  и  $t''_Х$  – температуры холодного потока, соответственно, на входе и выходе канала, °С.

В первой итерации задается значение температуры стенки  $\bar{t}_c$ , °С, численно равное среднему арифметическому между средними температурами теплоносителей.

$$\bar{t}_c = \frac{\bar{t}_Г + \bar{t}_Х}{2}, \quad (3.2)$$

где  $\bar{t}_Г$  – средняя температура горячего потока, °С;

$\bar{t}_Х$  – средняя температура холодного потока, °С.

Далее для каналов холодного и горячего потоков расчет выполняется аналогично по следующим формулам.

Рассчитывается эквивалентный диаметр канала  $d_э$ , м, скорость движения теплоносителя  $w$ , м/с, число Рейнольдса  $Re$ , число Нуссельта  $Nu$  и коэффициент теплоотдачи  $\alpha$ , Вт/(м<sup>2</sup> · К) по формулам (2.1) – (2.7).

Определяется коэффициент теплопередачи  $k$ , Вт/(м<sup>2</sup> · К). В представленном исследовании уравнение для вычисления коэффициента теплопередачи выглядит следующим образом

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_Г} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{\delta_{сПГМ}}{\lambda_{сПГМ}} + \frac{\delta_{вПГМ}}{\lambda_{вПГМ}} + \frac{\delta_{сПГМ}}{\lambda_{сПГМ}} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{1}{\alpha_Х}}, \quad (3.3)$$

где  $\delta_c$  – толщина стенки канала, м;

$\lambda_c$  – коэффициент теплопроводности материала стенки канала, Вт/(м · К);

$\delta_{\text{сТГМ}}$  – толщина стенки пластины ТГМ, м;

$\lambda_{\text{сТГМ}}$  – коэффициент теплопроводности материала пластины ТГМ, Вт/(м · К);

$\delta_{\text{вТГМ}}$  – толщина стенки термоэлементов ТГМ, м;

$\lambda_{\text{вТГМ}}$  – коэффициент теплопроводности материала термоэлементов ТГМ, Вт/(м · К).

Среднелогарифмический температурный напор  $\overline{\Delta t_{\text{л}}}$ , °С, для случая прямого тока теплоносителей определяется по следующему выражению

$$\overline{\Delta t_{\text{л}}} = \frac{\Delta t_{\text{б}} - \Delta t_{\text{м}}}{\ln\left(\frac{\Delta t_{\text{б}}}{\Delta t_{\text{м}}}\right)}, \quad (3.4)$$

где  $\Delta t_{\text{б}}$  – большая разность температур между теплоносителями, °С;

$\Delta t_{\text{м}}$  – меньшая разность температур между теплоносителями, °С.

Из уравнения теплопередачи вычисляется площадь поверхности теплообмена  $F$ , м<sup>2</sup>

$$F = \frac{Q}{k \cdot \Delta t_{\text{л}}}. \quad (3.5)$$

Рассчитывается плотность теплового потока  $q$ , Вт/м<sup>2</sup> по формуле

$$q = \frac{Q}{F}. \quad (3.6)$$

После чего выполняется уточнение средней температуры стенки  $\overline{t'_{\text{с}}}$ , °С. Для данной конструкции установки средняя температура стенки определяется следующим образом

$$\overline{t'_c} = \frac{t_{c1} + t_{c2} + t_{c3} + t_{c4} + t_{c5} + t_{c6}}{6}. \quad (3.7)$$

Температура стенки канала со стороны горячего теплоносителя  $t_{c1}$ , °С определяется по формуле

$$t_{c1} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} \right). \quad (3.8)$$

Температура стенки канала горячего теплоносителя со стороны ТГМ  $t_{c2}$ , °С

$$t_{c2} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} \right). \quad (3.9)$$

Температура стенки пластины ТГМ со стороны канала горячего теплоносителя  $t_{c3}$ , °С

$$t_{c3} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{\delta_{c\text{ТГМ}}}{\lambda_{c\text{ТГМ}}} \right). \quad (3.10)$$

Температура стенки пластины ТГМ со стороны канала холодного теплоносителя  $t_{c4}$ , °С

$$t_{c4} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{\delta_{c\text{ТГМ}}}{\lambda_{c\text{ТГМ}}} + \frac{\delta_{в\text{ТГМ}}}{\lambda_{в\text{ТГМ}}} \right). \quad (3.11)$$

Температура стенки канала холодного теплоносителя со стороны ТГМ,  $t_{c5}$ , °С

$$t_{c5} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{\delta_{cПГМ}}{\lambda_{cПГМ}} + \frac{\delta_{вПГМ}}{\lambda_{вПГМ}} + \frac{\delta_{cПГМ}}{\lambda_{cПГМ}} \right). \quad (3.12)$$

Температура стенки канала со стороны холодного теплоносителя  $t_{c6}$ , °С

$$t_{c6} = t_r - q \cdot \left( \frac{1}{\alpha_r} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{\delta_{cПГМ}}{\lambda_{cПГМ}} + \frac{\delta_{вПГМ}}{\lambda_{вПГМ}} + \frac{\delta_{cПГМ}}{\lambda_{cПГМ}} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} \right). \quad (3.13)$$

После уточнения средней температуры стенки выполняется расчет погрешности  $\Delta t_c$ , % ее нахождения по уравнению

$$\Delta t_c = \frac{\overline{t_c} - \overline{t'_c}}{\overline{t_c}} \cdot 100. \quad (3.14)$$

При  $\Delta t_c \leq 0,1$  % расчет считается выполненным верно и для последующих вычислений берется значение  $\overline{t'_c}$ . В том случае, если  $\Delta t_c > 0,1$  %, в следующую итерацию в качестве средней температуры стенки используется значение  $\overline{t'_c}$  и расчет по формулам (2.2) – (2.7) и (3.3) – (3.13) выполняется повторно.

В представленной диссертационной работе на первом этапе экспериментальных исследований опытным путем были определены значения температур стенок каналов, которые в последствии использовались для определения конструктивных характеристик оребрения [1].

Руководствуясь результатами, полученными в ходе первого этапа экспериментальных исследований, и представленными в [87] теоретическими данными, выполнен расчёт основных характеристик процесса теплообмена, а также конструктивных параметров оребрения переменной высоты. При расчете оребрения была решена одномерная задача в ребре, в которой ребро разбивается на участки и далее выполняется расчет высоты ребра для каждого участка по значению его длины. Формулы для вычисления высоты рёбер  $h_x$  и  $h_r$ , м по



длине  $x$  для каналов холодного и горячего потоков воздуха соответственно имеют следующий вид [1, 2]:

$$h_x = \frac{P_x}{n_x \lambda_{px} m_x^2 \delta_{px}} \cdot \left[ \frac{q}{(t_{cx} - t'_x) - \frac{q P_x x}{G_x C_{px}}} - \alpha_x \right]; \quad (3.15)$$

$$h_r = \frac{P_r}{n_r \lambda_{pr} m_r^2 \delta_{pr}} \cdot \left[ \alpha_r - \frac{q}{(t'_r - t_{cr}) - \frac{q P_r x}{G_r C_{pr}}} \right]. \quad (3.16)$$

где  $P_x$  и  $P_r$  – полный периметр теплообменной поверхности, м;

$n_x$  и  $n_r$  – число рёбер в каналах;

$\lambda_{px}$  и  $\lambda_{pr}$  – коэффициенты теплопроводности рёбер, Вт/(м · К);

$$m_x = \sqrt{\frac{2\alpha_x}{\lambda_x \delta}}; \quad m_r = \sqrt{\frac{2\alpha_r}{\lambda_r \delta}};$$

$\delta_{px}$  и  $\delta_{pr}$  – толщина ребра;  $q$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;

$t_{cx}$  и  $t_{cr}$  – средняя температура стенки канала, °С;

$t'_x$  и  $t'_r$  – температура потоков воздуха на входе в канал, °С;

$G_x$  и  $G_r$  – массовый расход потоков, кг/с;

$C_{px}$  и  $C_{pr}$  – теплоемкость потоков, Дж/(кг · К);

$\alpha_x$  и  $\alpha_r$  – коэффициенты теплоотдачи, Вт/(м<sup>2</sup> · К).

### 3.2 Анализ полученных экспериментальных данных и определение параметрической зависимости для расчета критерия Нуссельта

При проведении экспериментальных исследований были получены данные для потока воздуха в полых каналах прямоугольного сечения, которые хорошо

согласуются с уравнениями (2.4) и (2.5). При этом в результате экспериментов построены графические зависимости  $Nu = f(Re)$ , представленные на рис. 2.14 [1].

В дальнейшем, при проведении теплотехнических расчетов в условиях выравнивания температуры поверхности, а именно – вычислении числа Нуссельта для потока воздуха, протекающего в каналах с прямоугольным сечением и внутренним продольным оребрением переменной высоты, необходимо учитывать геометрические характеристики ребер, т.к. для различных прикладных задач, заключающихся в выравнивании температуры поверхности каналов, конструкция и количество ребер будет отличаться [2].

Учесть геометрические характеристики ребер при расчете числа Нуссельта возможно путем введения в уравнение коэффициента затенения  $\kappa$  проходного сечения канала. Указанный коэффициент равен отношению внутреннего объема канала при конструкции с внутренним продольным оребрением  $V_p$ , м<sup>3</sup> (показан для горячего и холодного потоков на рисунке 3.1) к внутреннему объему канала без оребрения  $V_n$ , м<sup>3</sup> (показан на рисунке 3.2) [35].

$$\kappa = \frac{V_p}{V_n}. \quad (3.17)$$

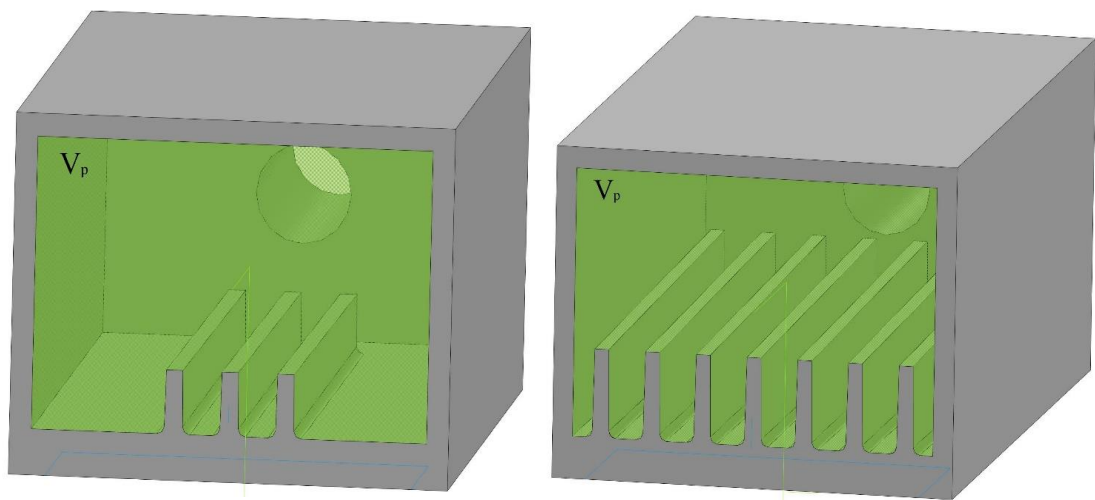


Рисунок 3.1 – Внутренние объемы каналов при конструкции с внутренним продольным оребрением переменной высоты

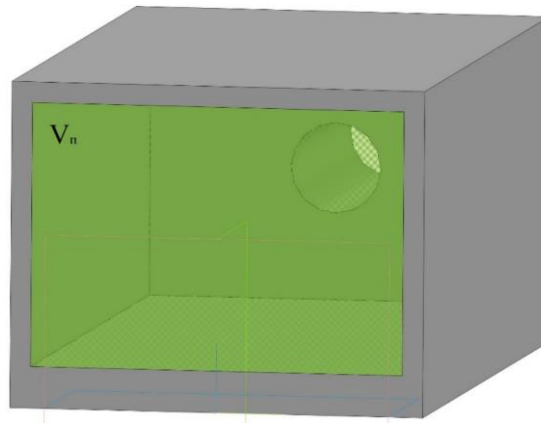


Рисунок 3.2 – Внутренний объем полого канала

Для полого канала  $\kappa = 1$ .

По результатам проведенных экспериментальных исследований и последующих расчетов построен общий график  $Nu = f(Re, \kappa)$ , который проиллюстрирован на рисунке 3.3 и характеризует зависимость числа Нуссельта от числа Рейнольдса и коэффициента затенения проходного сечения [35].

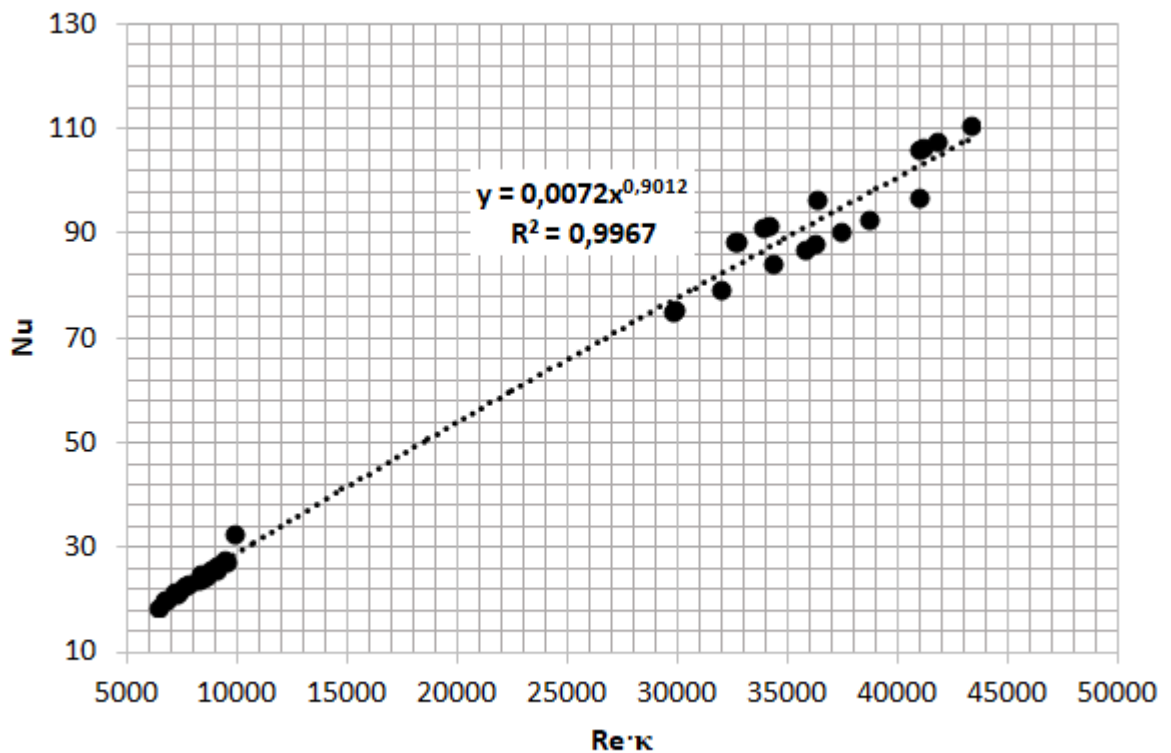


Рисунок 3.3 – График зависимости Nu от  $Re \cdot \kappa$

Аппроксимация построенных точек позволила получить уравнение для расчета  $Nu$  для потока воздуха, протекающего в каналах термоэлектрической генераторной установки с внутренним продольным оребрением, имеющим переменную высоту по длине, которое учитывает режим течения теплоносителя, а также конструктивные особенности упомянутого оребрения в диапазоне чисел Рейнольдса от 6800 до 44000, а именно  $Nu = f(Re, \kappa)$ :

$$Nu = 0,0072 \cdot (Re \cdot \kappa)^{0,9012}. \quad (3.18)$$

Полученная зависимость может быть использована для проведения теплотехнических расчетов при реализации выравнивания температуры поверхностей каналов прямоугольного сечения термоэлектрической генераторной установки за счет применения оребрения переменной высоты.

С целью проверки адекватности полученного параметрического соотношения был выполнен расчет числа Нуссельта по известным зависимостям при  $\kappa=1$ , которыми являются уравнение М.А. Михеева и уравнение Б.С. Петухова и В.В. Кириллова [103].

Формула М.А. Михеева

$$Nu_{ж,д} = 0,021 \cdot Re_{ж,д}^{0,8} \cdot Pr_{ж}^{0,43} \cdot (Pr_{ж} / Pr_{с})^{0,25}, \quad (3.19)$$

где  $Pr_{ж}$  – число Прандтля для жидкости (газа) при температуре жидкости (газа);

$Pr_{с}$  – число Прандтля для жидкости (газа) при температуре стенки.

Уравнение Б.С. Петухова и В.В. Кириллова для расчета числа Нуссельта

$$\text{Nu}_{\text{ж, д}} = \frac{\frac{\xi}{8} \text{Re}_{\text{ж, д}} \text{Pr}_{\text{ж}}}{1,07 + 12,7 \sqrt{\xi/8} (\text{Pr}^{2/3} - 1)} \varepsilon_i, \quad (3.20)$$

где  $\xi$  – коэффициент гидравлического сопротивления трения;

$\varepsilon_i$  – уточняющий коэффициент.

Полученные в результате проведенных расчетов зависимости  $\text{Nu} = f(\text{Re})$  по полученной эмпирической зависимости, формулам (3.19) и (3.20) представлены на рис. 3.4.

Среднее отклонение значения числа  $\text{Nu}$ , рассчитанного по полученной в ходе проведенных исследований параметрической зависимости от  $\text{Nu}$ , рассчитанного по формуле М.А. Михеева, составляет 9,2 %, то же от  $\text{Nu}$ , рассчитанного по уравнению Б.С. Петухова и В.В. Кириллова составляет 12,3 %. Результаты показывают необходимую и достаточную сходимость с известными зависимостями. Данное обстоятельство позволяет использовать эмпирическое соотношение при проектировании термоэлектрической генераторной установки для определения числа Нуссельта потока сжатого воздуха, протекающего в каналах с прямоугольным поперечным сечением и внутренним продольным оребрением переменной высоты в диапазоне чисел Рейнольдса от 6800 до 44000.

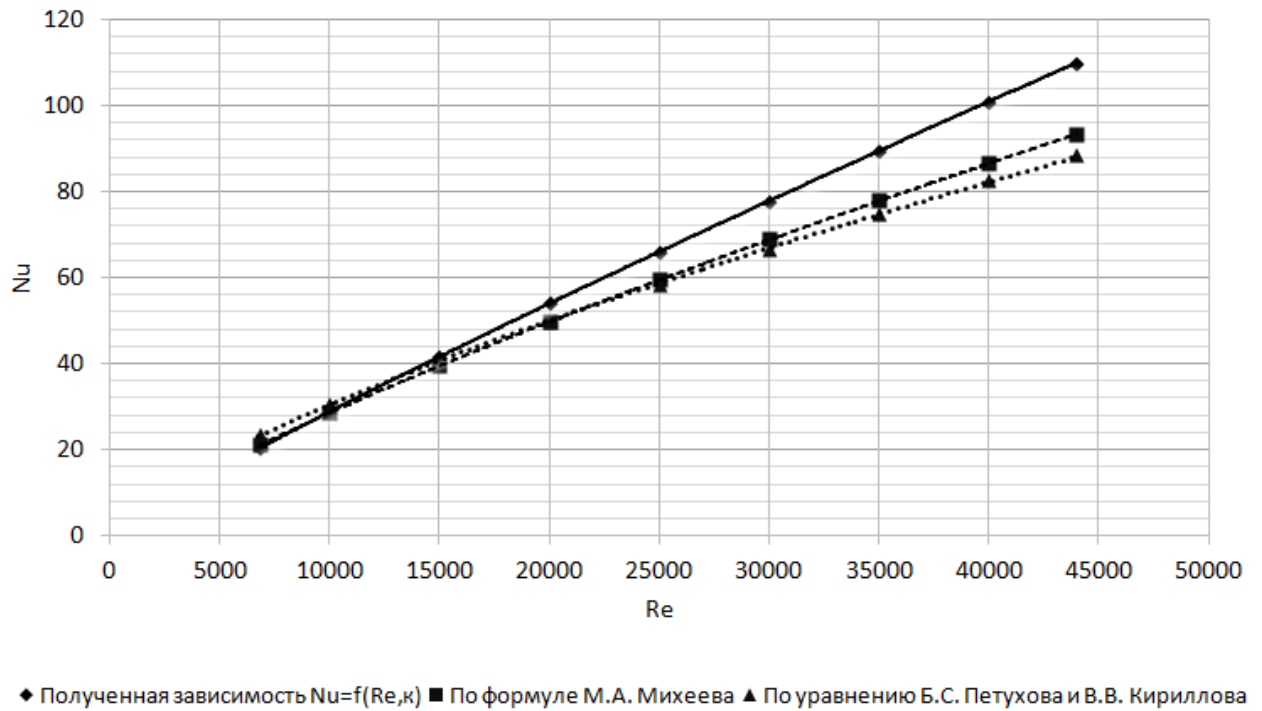


Рисунок 3.4 – График зависимостей  $Nu = f(Re)$ , рассчитанных по полученной эмпирической формуле, а также по известным уравнениям М.А. Михеева, Б.С. Петухова и В.В. Кириллова

## **ГЛАВА 4. ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ ДЛЯ ПРОВЕДЕНИЯ СРАВНИТЕЛЬНОГО АНАЛИЗА СТАЦИОНАРНЫХ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ И ТЕПЛОВЫХ ПОЛЕЙ С ОПЫТНЫМИ ДАНЫМИ В КАНАЛАХ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ГЕНЕРАТОРНОЙ УСТАНОВКИ**

Применение существующих в настоящее время расчетных комплексов, предназначенных для численного решения уравнений движения жидкости и газа, тепло- и массопереноса при определенных граничных условиях, заданных пользователем, способствует значительному облегчению численного моделирования задач газодинамики и теплообмена с использованием численных методов. Примерами таких расчетных комплексов, относящихся к CAE системам, т.е. системам автоматического инженерного анализа, являются ANSYS, Comsol Multiphysics, Flow Vision и др.

Задача моделирования газодинамики и теплообмена при выравнивании температуры поверхности каналов термоэлектрической генераторной установки может быть решена с помощью указанных программных комплексов. При этом для всех представленных CAE систем порядок действий включает в себя: создание трехмерной модели, построение расчетной сетки и определение граничных условий.

### 4.1 Краткий обзор теоретических основ моделирования турбулентного движения потока жидкости или газа

При математическом моделировании процесс движения ньютоновской жидкости в поле массовых сил может быть описан с помощью уравнений Навье-Стокса, представляющих собой систему дифференциальных уравнений в частных производных [104]. При моделировании течения несжимаемой жидкости значение скорости относительного объемного расширения в условиях отсутствия распределенных источников равно нулю. Вне зависимости от физических свойств

вещества, проекции скорости движения жидкости связаны кинематическим равенством – уравнением неразрывности, которым дополняется упомянутая система с целью ее замыкания.

В декартовой системе координат уравнения движения вязкой несжимаемой жидкости могут быть записаны следующим образом:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} = f_x - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \mu \left( \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right), \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} = f_y - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \mu \left( \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right), \quad (4.2)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} = f_z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} + \mu \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right), \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0. \quad (4.4)$$

Приведенная система уравнений в компонентной форме будет выглядеть следующим образом

$$\frac{\partial u_j}{\partial x_j} = 0; \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = f_i - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad (4.6)$$

где  $\rho$  – плотность жидкости;

$i, j = \{x, y, z\}$ ;

$u_i$  –  $i$ -я компонента вектора скорости;

$x_j$  –  $j$ -я ось декартовой системы координат;

$f_i$  –  $i$ -я компонента плотности распределения массовых сил;

$P$  – гидродинамическое давление;



$\mu$  – молекулярная вязкость жидкости.

Вычисление уравнения Навье-Стокса выполняется во многих расчетных программных комплексах, в т.ч. ANSYS, Comsol Multiphysics и др. Однако численное решение упомянутого уравнения занимает большое количество времени и требует большого объема оперативной памяти, поэтому вычисления осуществляют по уравнению Навье-Стокса, осредненного по Рейнольдсу (RANS), которое необходимо дополнить моделью турбулентности [105].

В распространенных в настоящее время программных пакетах автоматического инженерного анализа существует множество моделей турбулентности, каждая из которых применима для определенных условий движения потока. Например, широкое распространение из них получили  $k - \varepsilon$ ,  $k - \omega$  и Transition SST (Shear-stress transport) модель, объединяющая в себе первые две модели.

Наиболее предпочтительной для моделирования движения потока в плоских каналах термоэлектрической генераторной установки является  $k - \omega$  SST модель турбулентности, позволяющая смоделировать условия в пристеночной области, максимально приближенные к реальным, а также оценить параметры турбулентности в удаленной от стенки области потока.

В данной модели кинетическая энергия турбулентности  $k$  и удельная скорость диссипации  $\omega$  определяются из следующих уравнений переноса:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k, \quad (4.7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + G_\omega - Y_\omega + S_\omega. \quad (4.8)$$

В представленных зависимостях  $G_k$  определяет генерацию кинетической энергии турбулентности в условиях градиентов средней скорости.  $G_\omega$  показывает генерацию  $\omega$ .  $\Gamma_k$  и  $\Gamma_\omega$  представляют собой эффективные коэффициенты

диффузии.  $Y_k$  и  $Y_\omega$  являются диссипацией  $k$  и  $\omega$  в условиях турбулентности.  $S_k$  и  $S_\omega$  – источники, определяемые пользователем.

Также при численном моделировании используется уравнение энергии, которое выглядит следующим образом

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i} [u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_j} + u_i (\tau_{ij})_{eff} \right) + S_h. \quad (4.9)$$

где  $E$  – полная энергия;

$k_{eff}$  – эффективный коэффициент теплопередачи;

$(\tau_{ij})_{eff}$  – тензор напряжения, который представляет собой нагрев,

вызванный вязкостью потока;

$S_h$  – определяемый пользователем источник.

В составе SST  $k - \omega$  модели турбулентности имеются все уточняющие зависимости базовой (BSL) модели и, кроме того, при моделировании учитывается перенос турбулентного напряжения сдвига при определении турбулентной вязкости.

Стандартная модель  $k - \omega$  представляет собой эмпирическую модель, основанную на уравнениях переноса кинетической энергии турбулентности и удельной скорости диссипации [106].

По мере того, как с течением времени  $k - \omega$  модель модернизировалась, повысилась точность модели для прогнозирования свободных сдвиговых течений.

### **Базовая (BSL) $k - \omega$ модель турбулентности.**

Основной проблемой модели Уилкокса является ее хорошо известная сильная чувствительность к условиям набегающего потока.

Базовая (BSL)  $k - \omega$  модель была разработана Ментером [107] для эффективного сочетания надежного и точного состава уравнений  $k - \omega$  модели в пристеночной области с независимостью свободного потока от  $k - \varepsilon$  модели в удаленной от стенки зоне потока. Для этого  $k - \varepsilon$  модель преобразуется в  $k - \omega$ .

Эффективные коэффициенты диффузии для модели BSL  $k - \omega$  определяются выражениями

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}, \quad (4.7)$$

$$\Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}, \quad (4.8)$$

где  $\sigma_k$  и  $\sigma_\omega$  – турбулентные числа Прандтля для  $k$  и  $\omega$  соответственно.

Турбулентная вязкость  $\mu_t$  вычисляется следующим образом

$$\mu_t = a^* \frac{\rho k}{\omega}, \quad (4.9)$$

где  $a^*$  – поправочный коэффициент, который рассчитывается следующим образом

$$a^* = a_\infty^* \left( \frac{a_0^* + \text{Re}_t / R_k}{1 + \text{Re}_t / R_k} \right), \quad (4.10)$$

$$\text{Re}_t = \frac{\rho k}{\mu \omega}, \quad R_k = 6, \quad (4.11)$$

$$a_0^* = \frac{\beta_i}{3}, \quad \beta_i = 0,072.$$

В условиях высокого значения числа Рейнольдса в  $k - \omega$  модели  $a^* = a_\infty^* = 1$ .

$$\sigma_k = \frac{1}{F_1 / \sigma_{k,1} + (1 - F_1) / \sigma_{k,2}}, \quad (4.12)$$

$$\sigma_\omega = \frac{1}{F_1 / \sigma_{\omega,1} + (1 - F_1) / \sigma_{\omega,2}}. \quad (4.13)$$

Функция смешивания  $F_1$  определяется из уравнения

$$F_1 = \tanh(\Phi_1^4), \quad (4.14)$$

$$\Phi_1 = \min \left[ \max \left( \frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega} \right), \frac{4\rho k}{\sigma_{\omega,2} D_{\omega}^+ y^2} \right], \quad (4.15)$$

$$D_{\omega}^+ = \max \left[ 2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega,2}} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10} \right]. \quad (4.16)$$

где  $y$  – расстояние до следующей поверхности и положительный член кросс-диффузии.

Термин  $G_k$  представляет собой генерацию кинетической энергии турбулентности.

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}. \quad (4.17)$$

Термин  $G_{\omega}$  представляет собой генерацию  $\omega$  и определяется из уравнения

$$G_{\omega} = \frac{a a^*}{\nu_t} G_k. \quad (4.18)$$

Для BSL  $k - \omega$  модели уравнение получения  $a_{\infty}$  выглядит следующим образом

$$a_{\infty} = F_1 a_{\infty,1} + (1 - F_1) a_{\infty,2}, \quad (4.19)$$

$$a_{\infty,1} = \frac{\beta_{i,1}}{\beta_{\infty}^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,1} \sqrt{\beta_{\infty}^*}}, \quad (4.20)$$

$$a_{\infty,2} = \frac{\beta_{i,2}}{\beta_{\infty}^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,2} \sqrt{\beta_{\infty}^*}}, \quad (4.21)$$

$$\kappa = 0,41.$$

Термин  $Y_k$  представляет диссипацию кинетической энергии турбулентности и определяется так же, как и в стандартной  $k - \omega$  модели.

$$Y_k = \rho \beta^* f_{\beta^*} k \omega, \quad (4.22)$$

$$f_{\beta^*} = \begin{cases} 1 & \chi_k \leq 0 \\ \frac{1 + 680 \chi_k^2}{1 + 400 \chi_k^2} & \chi_k > 0 \end{cases}, \quad (4.23)$$

$$\chi_k \equiv \frac{1}{\omega^3} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, \quad (4.24)$$

$$\beta^* = \beta_i^* [1 + \zeta^* F(M_t)], \quad (4.25)$$

$$\beta_i^* = \beta_{\infty}^* \left( \frac{4/15 + (\text{Re}_t / R_{\beta})^4}{1 + (\text{Re}_t / R_{\beta})^4} \right), \quad (4.26)$$

$$\zeta^* = 1,5,$$

$$R_{\beta} = 8,$$

$$\beta_{\infty}^* = 0,09.$$

Для BSL-модели  $f_{\beta^*}$  является константой и равна 1. Таким образом,

$$Y_k = \rho \beta^* k \omega. \quad (4.27)$$

Термин  $Y_{\omega}$  представляет диссипацию  $\omega$  и определяется так же, как и в стандартной модели  $k - \omega$ .

$$Y_{\omega} = \rho \beta f_{\beta} \omega^2, \quad (4.28)$$

$$f_\beta = \frac{1 + 70\chi_\omega}{1 + 80\chi_\omega}, \quad (4.29)$$

$$\chi_\omega = \left| \frac{\Omega_{ij}\Omega_{jk}S_{ki}}{(\beta_\infty^*\omega)^3} \right|, \quad (4.30)$$

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \quad (4.31)$$

$$\beta = \beta_i \left[ 1 - \frac{\beta_i^*}{\beta_i} \zeta^* F(M_t) \right]. \quad (4.32)$$

Для BSL  $k - \omega$  модели  $f_\beta$  является константой и равна 1. Таким образом,

$$Y_\omega = \rho\beta\omega^2. \quad (4.33)$$

$$\beta_i = F_1\beta_{i,1} + (1 - F_1)\beta_{i,2}. \quad (4.34)$$

Модель BSL  $k - \omega$  одновременно основана на стандартной  $k - \omega$  и на стандартной  $k - \varepsilon$  моделях. С целью объединения указанных моделей, стандартная  $k - \varepsilon$  модель была преобразована в систему уравнений на базе  $k$  и  $\omega$ , что привело к введению члена кросс-диффузии  $D_\omega$ , который может быть определен следующим образом

$$D_\omega = 2(1 - F_1)\rho \frac{1}{\omega\sigma_{\omega,2}} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}. \quad (4.35)$$

$$\sigma_{k,1} = 2,0; \quad \sigma_{\omega,1} = 2,0; \quad \sigma_{k,2} = 1,0; \quad \sigma_{\omega,2} = 1,168;$$

$$\beta_{i,1} = 0,075; \quad \beta_{i,2} = 0,0828.$$

### **Shear-Stress Transport (SST) $k - \omega$ модель турбулентности.**

SST  $k - \omega$  модель является более точной и надежной, подходящей для моделирования более широкого диапазона вариантов потоков рабочего тела, чем стандартная и BSL  $k - \omega$  модели.

Величина турбулентной вязкости определяется из соотношения

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max\left[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{\alpha_2 \omega}\right]}, \quad (4.36)$$

где  $S$  – величина скорости деформации, а  $F_2$  определяется из

$$F_2 = \tanh(\Phi_2^2), \quad (4.37)$$

$$\Phi_2 = \max\left[2 \frac{\sqrt{k}}{0,09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega}\right], \quad (4.38)$$

где  $y$  – расстояние до следующей поверхности.

$$\sigma_{k,1} = 1,176; \quad \sigma_{\omega,1} = 2,0; \quad \sigma_{k,2} = 1,0; \quad \sigma_{\omega,2} = 1,168;$$

$$\alpha_1 = 0,31; \quad \beta_{i,1} = 0,075; \quad \beta_{i,2} = 0,0828.$$

Значение  $\omega$  в пристеночной области задается как

$$\omega_w = \frac{\rho(u^*)^2}{\mu} \omega^+. \quad (4.39)$$

Аналитические решения могут быть даны для ламинарного подслоя

$$\omega^+ = \frac{6}{\beta_i (y^+)^2} \quad (4.40)$$

и логарифмической области

$$\omega^+ = \frac{1}{\sqrt{\beta_\infty^*}} \frac{du_{turb}^+}{dy^+}. \quad (4.41)$$

#### 4.2 Исходные данные для вычислительного эксперимента

В ходе проведенных исследований, в рамках программной платформы ANSYS был выполнен вычислительный эксперимент для проведения сравнительного анализа стационарных гидродинамических и тепловых полей с опытными данными в каналах термоэлектрической генераторной установки [108].

Изначально, при проведении моделирования, была построена геометрия рассчитываемых каналов, выполнена разбивка расчетных областей на подобласти, создана расчетная сетка, определены граничные условия.

Общий вид модели канала с указанием граничных условий представлен на рисунке 4.1.

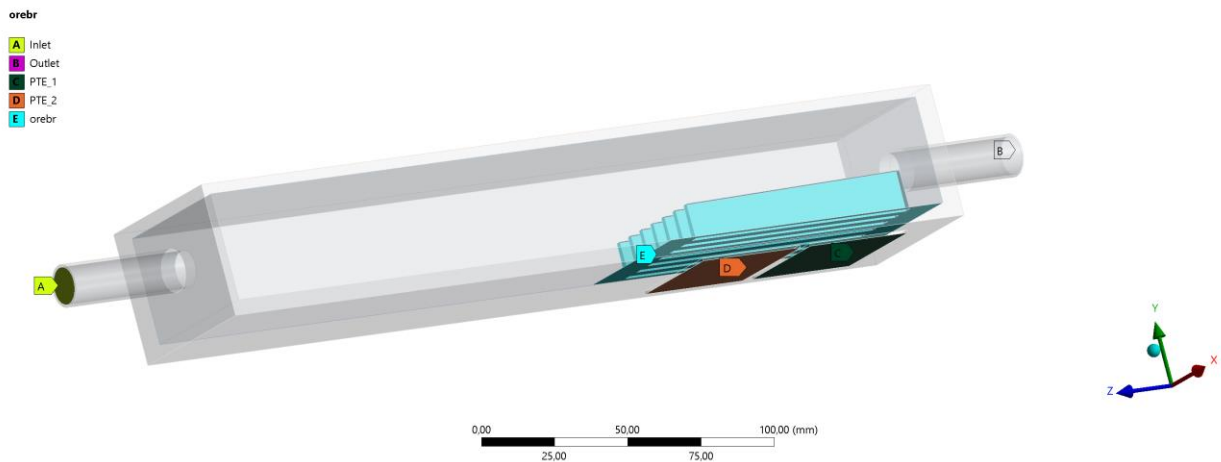


Рисунок 4.1 – Трехмерная модель канала с указанием граничных условий

На рисунке 4.2 и рисунке 4.3 в разрезе изображены трехмерные модели каналов, соответственно, для прохода горячего и холодного потоков воздуха с выполненным в них оребрением переменной высоты в той части канала, где были зажаты термоэлектрические генераторные модули [1].



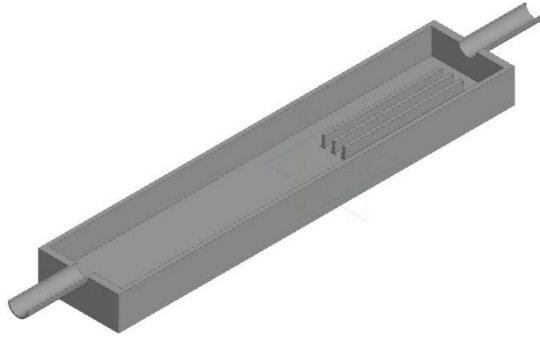


Рисунок 4.2 – Трехмерная модель канала горячего потока с выполненным в нем оребрением переменной высоты [2]

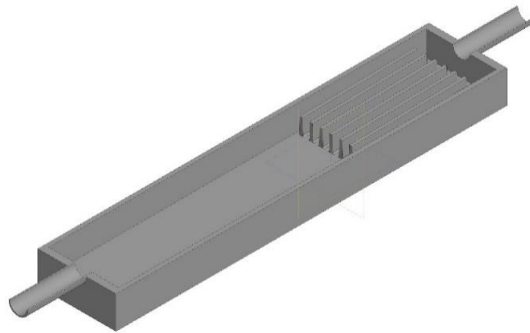


Рисунок 4.3 – Трехмерная модель канала холодного потока с выполненным в нем оребрением переменной высоты [2]

Размеры каналов горячего и холодного потоков при их конструкции с оребрением переменной высоты показаны на чертежах, рисунок 4.4 и рисунок 4.5, соответственно [1].

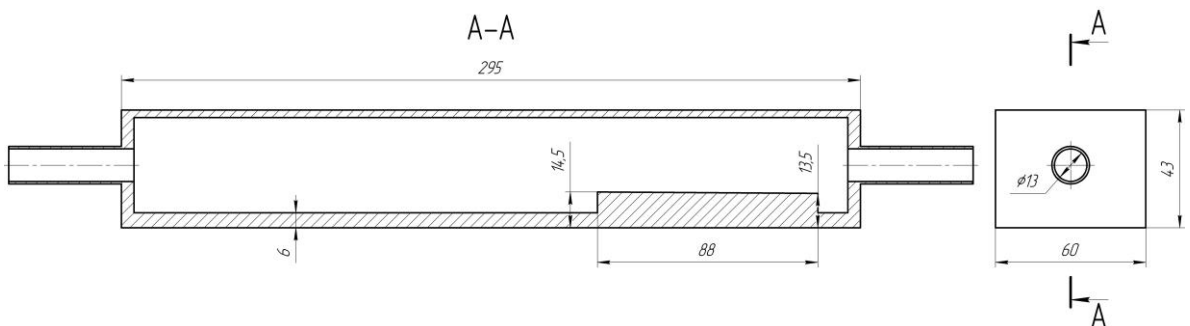


Рисунок 4.4 – Чертеж канала горячего потока с оребрением переменной высоты [1]

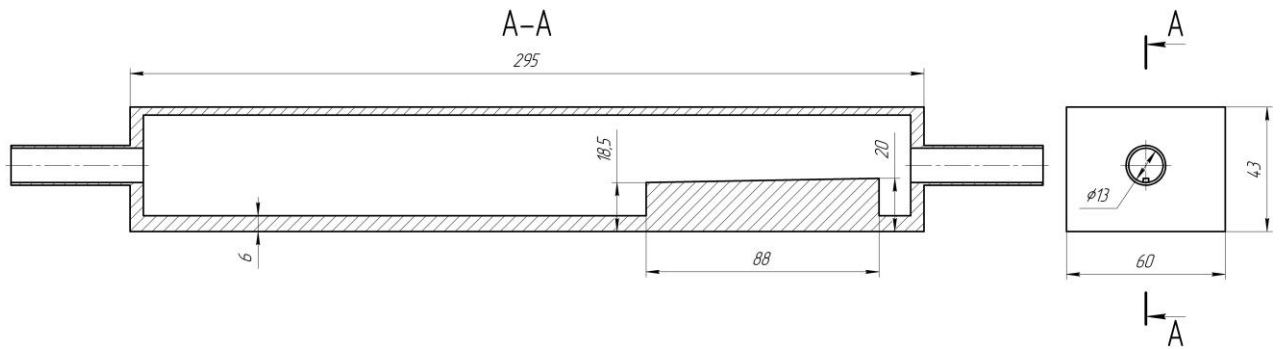


Рисунок 4.5 – Чертеж канала холодного потока с оребрением переменной высоты [1]

Геометрические размеры каналов горячего и холодного потоков при конструкции каналов с оребрением фиксированной высоты представлены на чертежах, рисунок 4.6 и рисунок 4.7, соответственно.

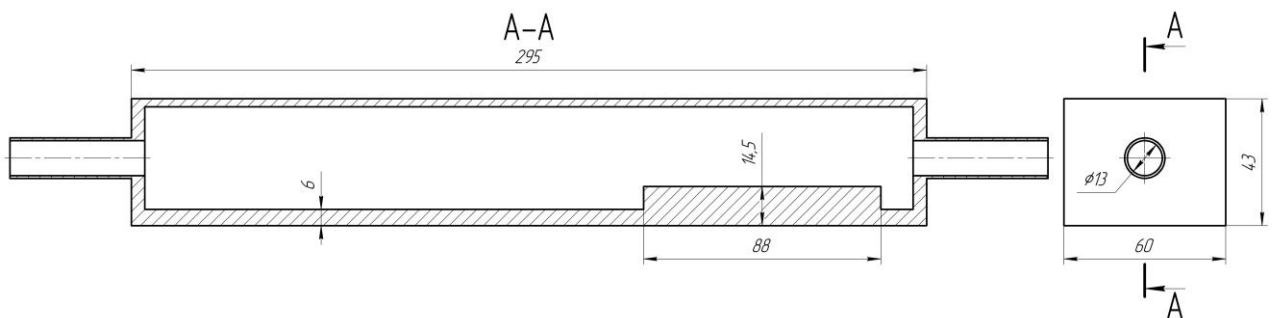


Рисунок 4.6 – Чертеж канала горячего потока с оребрением фиксированной высоты

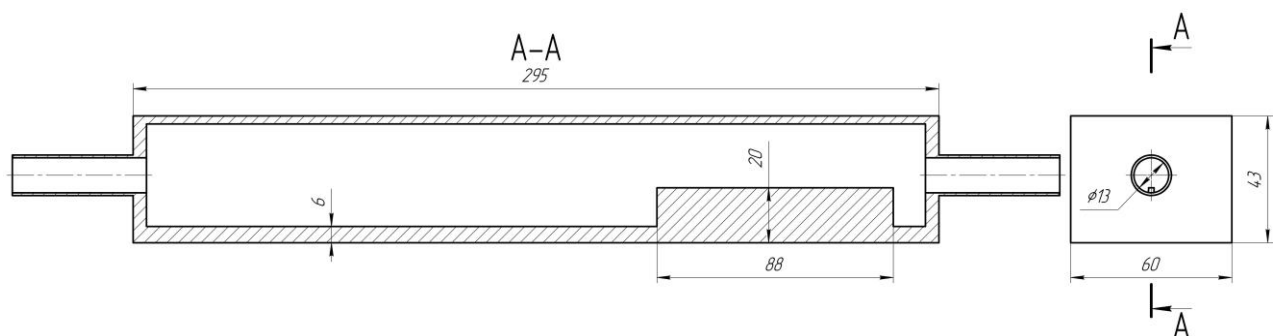


Рисунок 4.7 – Чертеж канала холодного потока с оребрением фиксированной высоты

Основным способом решения задач, заключающихся в моделировании течения жидкости, является использование численных методов, из которых

наибольшее распространение получили модели на основе метода сеток. Сущность упомянутого метода основывается на аппроксимации искомой непрерывной функции набором приближенных величин в некотором множестве точек – узлах, которые в совокупной связи друг с другом образуют сетку, являющуюся дискретной моделью области определения упомянутой функции.

Наиболее популярными и повсеместно используемыми сеточными методами являются [109-111]:

- метод конечных разностей;
- метод конечных элементов;
- метод конечного объема.

Во время создания сеточной модели была применена сетка с ячейками в форме тетраэдров и призм с измельчением пристеночного слоя, а также области, в которой установлены ТГМ. Параметры сеточных моделей для рассматриваемых режимов моделирования представлены в таблице 4.1.

Таблица 4.1 – Параметры сеточных моделей

Параметр	Конструкция каналов				
	Без оребрения	Оребрение переменной высоты		Оребрение фиксированной высоты	
		Канал холодного потока	Канал горячего потока	Канал холодного потока	Канал горячего потока
Общее количество ячеек, шт	1835299	2506091	2024981	2555675	2037313
Общее количество узлов, шт	590166	832591	655672	854709	660030
Общее количество поверхностей, шт	207058	260248	222982	264452	223474
Максимальное отношение площадей граней ячейки	70,063	75,21	68,191	72,154	68,381
Минимальное качество элементов	0,021	0,019	0,021	0,019	0,021
Минимальное Orthogonal quality	0,175	0,098	0,144	0,156	0,139
Максимальное значение Skewness	0,825	0,9	0,824	0,834	0,832

Можно отметить, что в случае уменьшения размеров ячеек сетки и увеличения их количества по результатам расчета можно получить более достоверные значения характеристик происходящих физических процессов. При этом необходимо учитывать тот факт, что при создании более мелкой сетки с большим количеством ячеек значительно увеличивается время, затрачиваемое на расчет, а также нагрузка на оперативную память компьютера. В связи с данным обстоятельством, изначально было выполнено сравнение сеточных моделей с целью ускорения выполнения численного моделирования при преимущественно возможной достоверности результатов и выбраны наиболее оптимальные характеристики ячеек сетки.

В качестве примера представлены сеточные модели канала без оребрения, рис. 4.8, каналов горячего и холодного потоков с оребрением переменной высоты, соответственно, рис. 4.9, и рис. 4.10 [2].

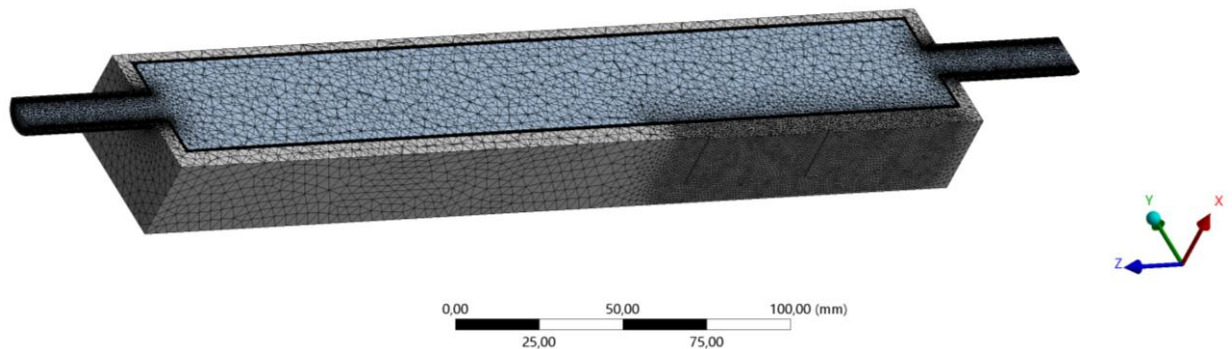


Рис. 4.8 – Сеточная модель канала без оребрения

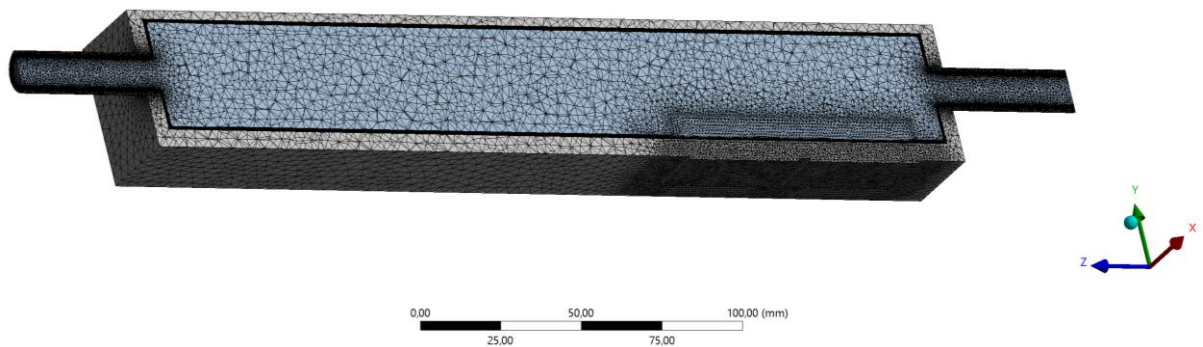


Рис. 4.9 – Сеточная модель канала горячего потока с оребрением переменной  
ВЫСОТЫ

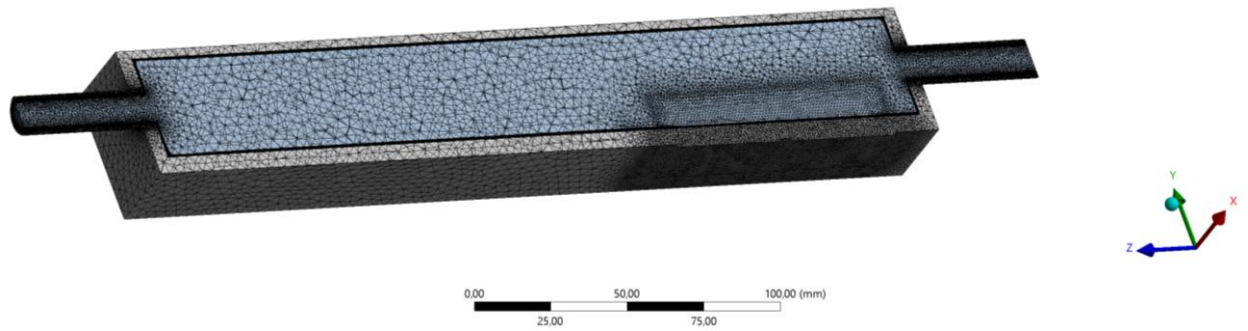


Рис. 4.10 – Сеточная модель канала холодного потока с оребрением переменной  
**ВЫСОТЫ**

В дальнейшем построенная геометрия и сеточная модель передавались в решатель. Был осуществлен выбор настроек расчета, заданы исходные данные и выполнено решение поставленной краевой задачи.

Основные исходные данные для моделирования физических процессов в каналах с конструкцией без оребрения для холодного (X) и горячего (Г) потоков представлены в таблице 4.2, процессов в каналах с оребрением переменной высоты ребер – в таблице 4.3 и фиксированной высоты – в таблице 4.4 [1].

Таблица 4.2 – Основные исходные данные для проведения вычислительного эксперимента в каналах с конструкцией без оребрения [1]

Параметр	Вид канала	Режим				
		1	3	5	6	9
Рабочее тело	X	Воздух				
	Г					
Модель турбулентности	X	SST $k-\omega$				
	Г					
Температура потока на входе, °С	X	1,6	8,0	3,9	5,9	8,9
	Г	75,1	76,1	73,3	74,6	77,6
Массовый расход потока, кг/с	X	0,024078	0,026199	0,029081	0,029592	0,029678
	Г	0,006058	0,00695	0,007822	0,00746	0,007917
Температура стенки на входе участка над ТГМ, °С	X	12,8	13,6	13,5	13,5	13,1
	Г	17,4	20,3	19,6	20,7	21,1
Температура стенки на выходе участка над ТГМ, °С	X	16,0	17,0	17,0	16,9	16,9
	Г	15,2	17,6	16,9	17,8	17,8
Давление на выходе, атм	X	1				
	Г					

Таблица 4.3 – Основные исходные данные для проведения вычислительного эксперимента в каналах с оребрением переменной высоты

Параметр	Вид канала	Режим				
		1	3	5	6	9
Рабочее тело	X	Воздух				
	Г					
Модель турбулентности	X	SST $k-\omega$				
	Г					
Температура потока на входе, °С	X	-6,5	0,4	3,3	-7,1	1,8
	Г	66,2	67,4	70,6	66,1	69,9
Массовый расход потока, кг/с	X	0,025497	0,02693	0,029145	0,032147	0,034333
	Г	0,006222	0,007139	0,007883	0,008203	0,009322
Температура стенки на входе участка над ТГМ, °С	X	5,5	6,0	6,0	5,5	5,8
	Г	11,8	13,5	13,9	14,0	14,4
Температура стенки на выходе участка над ТГМ, °С	X	6,7	7,4	7,4	6,9	7,3
	Г	9,4	11,4	11,7	11,8	12,3
Давление на выходе, атм	X	1				
	Г					

Таблица 4.4 – Основные исходные данные для проведения вычислительного эксперимента в каналах с оребрением фиксированной высоты

Параметр	Вид канала	Режим			
		1	3	6	9
1	2	3	4	5	6
Рабочее тело	X	Воздух			
	Г				
Модель турбулентности	X	SST $k-\omega$			
	Г				
Температура потока на входе, °С	X	-6,5	0,4	-7,1	1,8
	Г	66,2	67,4	66,1	69,9
Массовый расход потока, кг/с	X	0,025497	0,02693	0,032147	0,034333
	Г	0,006222	0,007139	0,008203	0,009322
Температура стенки на входе участка над ТГМ, °С	X	2,6	3	2,2	3,8
	Г	12,1	13,8	14,3	14,7
Температура стенки на выходе участка над ТГМ, °С	X	4,7	5,4	4,5	5,3
	Г	9,6	11,6	12,0	12,5
Давление на выходе, атм	X	1			
	Г				

Вычислительный эксперимент выполнялся для пяти различных режимов, для которых в качестве исходных данных были взяты параметры холодного и горячего потоков на входе и выходе каналов, а также температуры стенок каналов, полученные в результате натурного эксперимента. При этом для случая с

оробрением фиксированной высоты температуры стенок были рассчитаны по известным методикам. Во всех представленных режимах температуры стенок были заданы в точках, где находились чувствительные элементы термодатчиков при проведении экспериментов [2].

В процессе выполнения моделирования были приняты следующие основные допущения:

- использованы домены для жидкости и твердого тела – алюминия;
- отсутствуют фазовые переходы;
- теплофизические свойства постоянны;
- формат стационарного течения 3-D;
- гидродинамическая и тепловая подзадачи являются полностью сопряженными;
- взаимное влияние холодного и горячего тракта не учитывалось;
- теплообмен с внешней средой отсутствует;
- на «смоченных» поверхностях приняты классические условия «прилипания».

Для упомянутой системы уравнений условиям однозначности соответствуют условия натурального эксперимента:

- на входном участке расчетной области задается рабочее тело – воздух, а также расход и температура холодного и горячего потоков;
- на боковых поверхностях выполняются адиабатные условия в уравнении энергии и условия прилипания для уравнения движения и неразрывности;
- задаются эмпирически определенные значения температуры стенки термоэлектрических генераторных модулей;
- задается функция изменения температуры вдоль стенки;
- в выходной части расчетной области задается давление потока на выходе, соответствующее атмосферному.

### 4.3 Результаты вычислительного эксперимента

В результате вычислительного эксперимента были получены поля температуры, скорости, давления холодного и горячего потоков, температуры стенок каналов, контактирующих с ТГМ, значения перепада давления при движении потока в полости канала для каждого режима. Результаты моделирования режима 9 в качестве примера представлены на рисунках 4.11 – 4.40 [2].

На рисунке 4.11 изображен график распределения температуры стенки по длине канала холодного потока, имеющего конструкцию без оребрения, в части контакта канала с термоэлектрическими генераторными модулями, где 0 мм по оси абсцисс соответствует расположению крайней точки первого модуля, а 88 мм соответствует противоположной крайней точке второго модуля. Как можно заметить из графика, температура стенки в начальной точке составляет  $12,9\text{ }^{\circ}\text{C}$  и непрерывно растет до значения  $16,35\text{ }^{\circ}\text{C}$  в конечной точке, что обусловлено повышением температуры холодного потока при его течении вдоль канала. Следовательно, изменение температуры стенки над ТГМ составляет  $3,45\text{ }^{\circ}\text{C}$ , температура поверхности распределяется неравномерно, что, в свою очередь, способствует снижению производительности модулей.

На рисунке 4.12 представлено графическое распределение температуры холодного потока и стенки соответствующего ему канала, имеющего конструкцию без оребрения. Температура холодного потока при его движении вдоль канала возрастает от  $-1,5\text{ }^{\circ}\text{C}$  во входном патрубке до  $13,2\text{ }^{\circ}\text{C}$  на выходе канала, при этом нагрев пристеночных слоев холодного потока осуществляется интенсивнее за счет теплоотдачи от стенки, контактирующей с ТГМ.



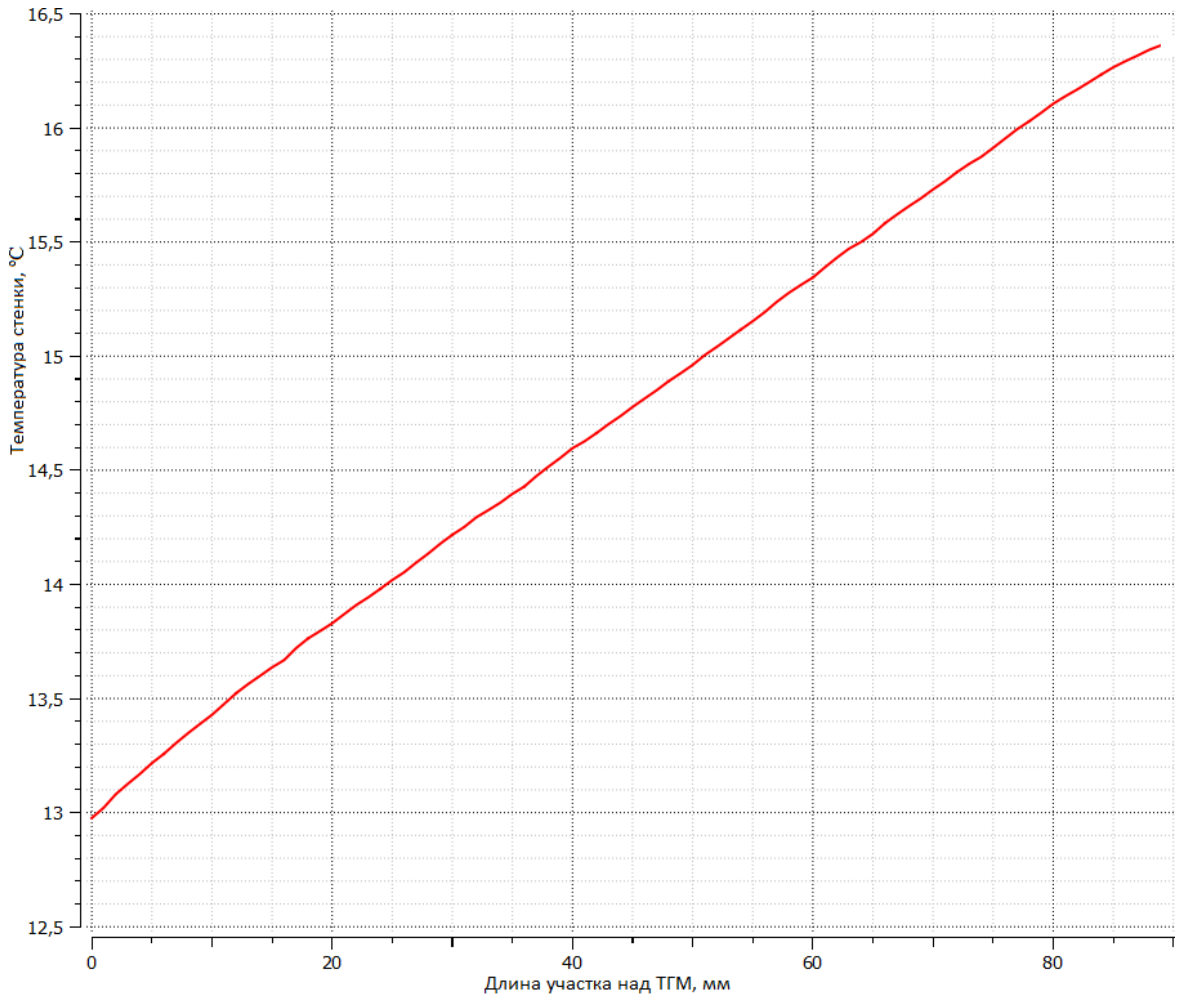


Рисунок 4.11 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала холодного потока при конструкции без оребрения

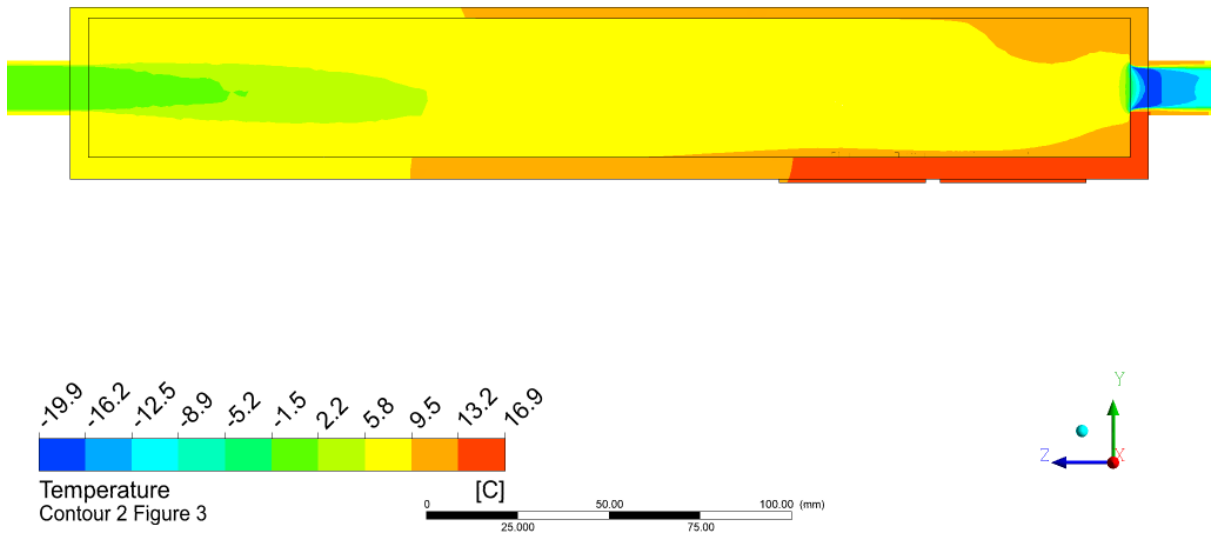


Рисунок 4.12 – Распределение температуры по длине канала холодного потока при конструкции без оребрения

Руководствуясь полученными графическими распределениями скорости холодного потока в соответствующем ему канале, имеющем конструкцию без оребрения, рис. 4.13 и рис. 4.14, можно увидеть, что ввиду малого значения площади проходного сечения входного штуцера и высокого расхода, скорость холодного потока на входе в канал возрастает до 147,4 м/с. При этом за счет специально изготовленной удлиненной входной части канала выполняется стабилизация холодного потока, и значение скорости выравнивается, причем непосредственно у стенки, в части канала, контактирующей с ТГМ, значение скорости потока находится в диапазоне от 0 до 9,5 м/с, что соответствует результатам расчетов, выполненных при обработке полученных экспериментальных данных, где средняя скорость холодного потока на участке над модулями равна 8,62 м/с.

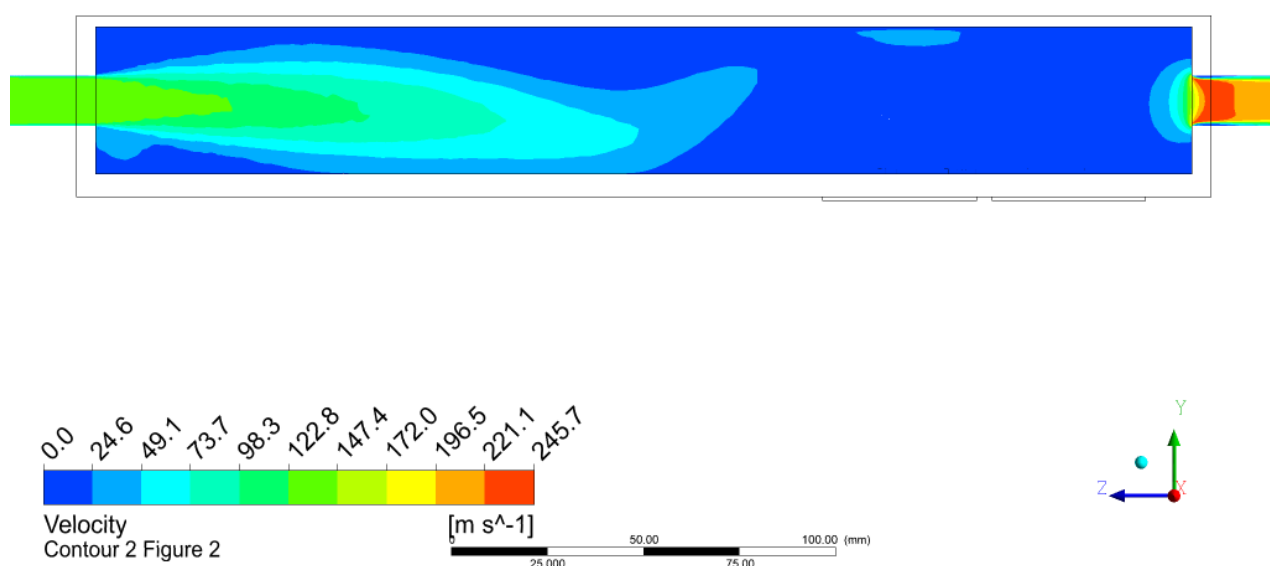


Рисунок 4.13 – Распределение скорости холодного потока по длине канала при конструкции без оребрения

На рисунке 4.15 показано распределение температуры холодного потока в поперечном сечении канала между термоэлектрическими генераторными модулями. Можно заметить, что в пристеночной области температура потока распределена практически равномерно, с некоторым увеличением ее значения, по

сравнению с центральной областью потока, изменение температуры между пристеночной и центральной областями составляет  $\approx 4\text{ }^{\circ}\text{C}$  [34].

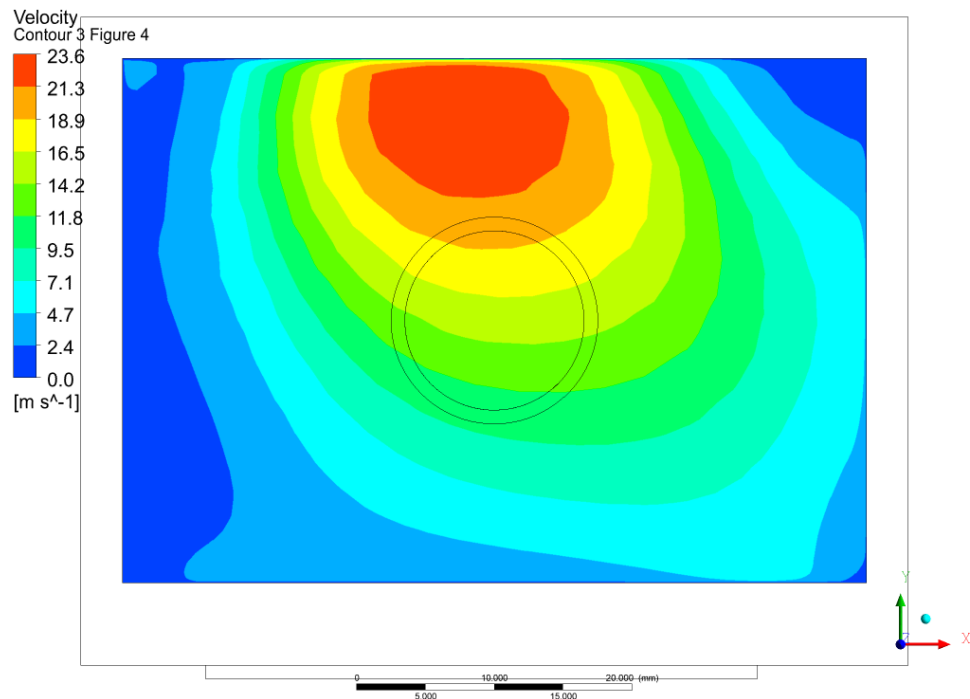


Рисунок 4.14 – Изменение скорости холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции без оребрения

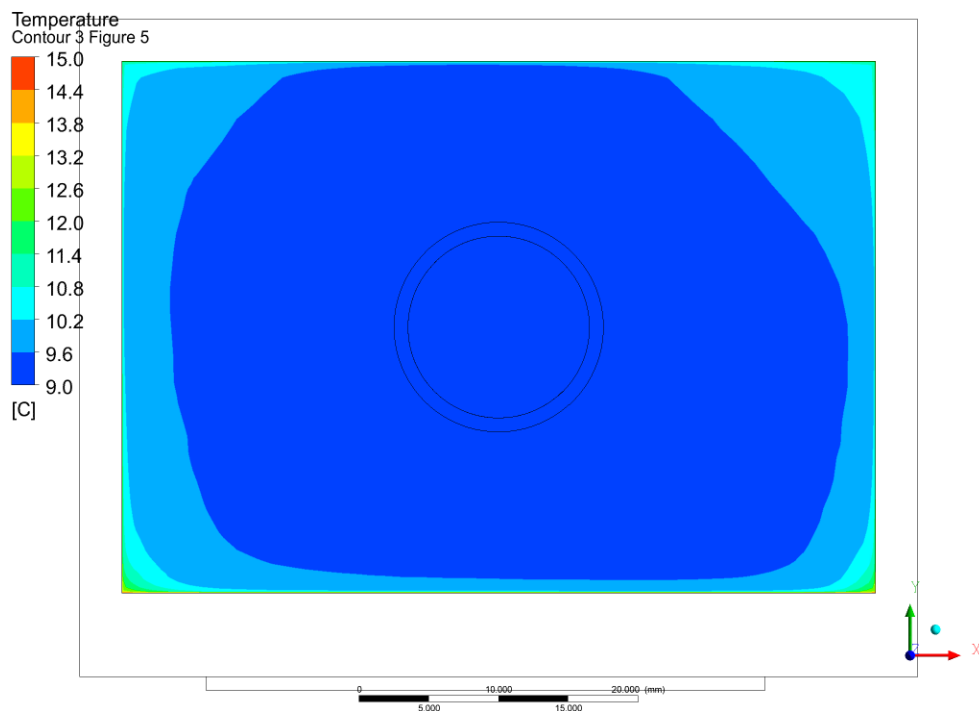


Рисунок 4.15 – Изменение температуры холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции без оребрения

На рисунке 4.16 изображен график распределения температуры стенки по длине канала холодного потока, имеющего конструкцию с внутренним продольным оребрением переменной высоты, в части контакта канала с термоэлектрическими генераторными модулями. Как можно заметить из графика, температура стенки изменяется от значения  $3,64\text{ }^{\circ}\text{C}$  в крайней точке расположения первого модуля, соответствующей началу участка, где установлены ТГМ (0 мм), до  $4,96\text{ }^{\circ}\text{C}$  в противоположной крайней точке расположения второго модуля, соответствующей концу участка установки ТГМ (88 мм). Изменение температуры стенки участка над ТГМ составляет  $1,32\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Следовательно, применение продольного оребрения переменной высоты на стенке способствует выравниванию температурного поля стенки и, соответственно, поверхности, контактирующей с ТГМ, по сравнению с параметрами, полученными в экспериментальных исследованиях при базовой конструкции канала [1].

На рисунке 4.17 изображено графическое распределение температуры холодного потока и оребренной стенки соответствующего ему канала с ребрами переменной высоты. Температура холодного потока при подаче во входной патрубке равна  $1,8\text{ }^{\circ}\text{C}$  (исходные данные), за счет сужения поперечного сечения входного патрубка происходит снижение температуры до  $-13,1\text{ }^{\circ}\text{C}$ , после чего температура стабилизируется и растет до значения  $7,3\text{ }^{\circ}\text{C}$  на выходном участке канала, при этом нагрев пристеночных слоев холодного потока выполняется за счет теплоотдачи от оребренной стенки, температура ребер практически равна температуре стенки.

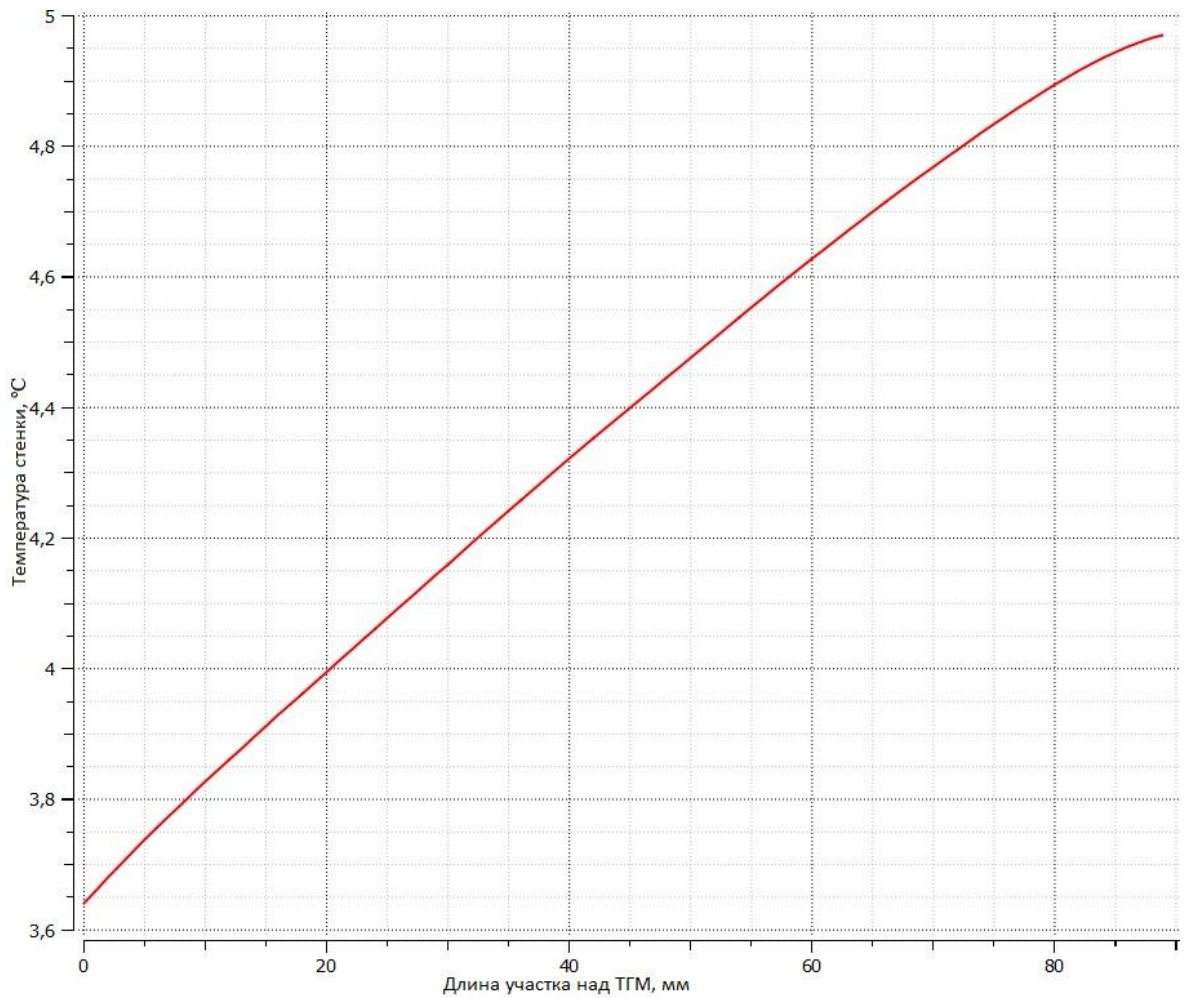


Рисунок 4.16 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала холодного потока с оребрением переменной высоты

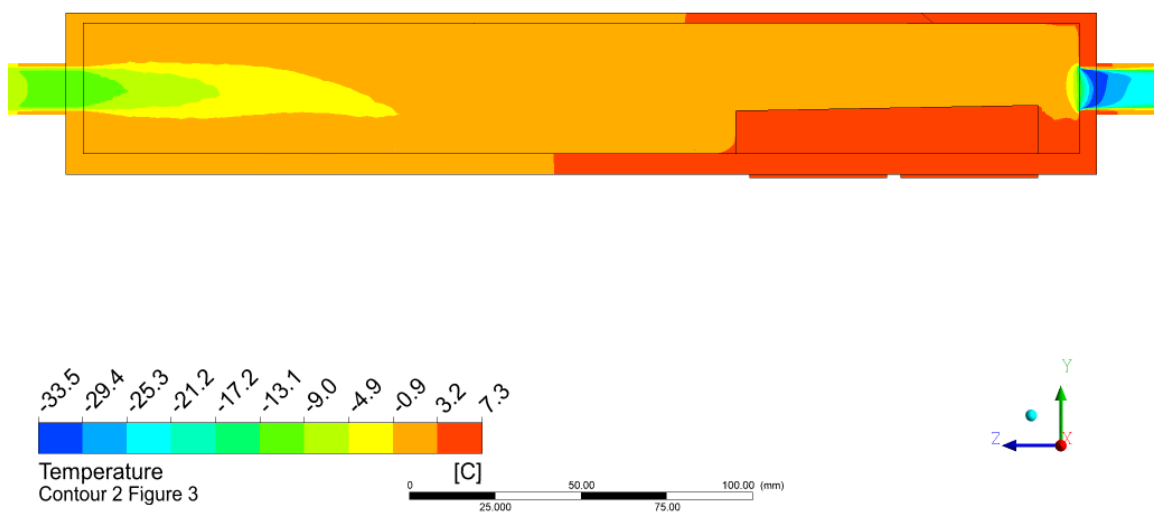


Рисунок 4.17 – Распределение температуры по длине канала холодного потока при конструкции с оребрением переменной высоты

Графическое распределение скорости холодного потока по длине и в поперечном сечении канала с оребрением переменной высоты показано, соответственно, на рис. 4.18 и рис. 4.19. За счет высокого значения расхода холодного потока и узкого проходного сечения входного патрубка скорость потока на входе в канал возрастает до 162 м/с, после чего при движении холодного потока вдоль канала наблюдается его стабилизация с одновременным снижением скорости. Значение скорости потока в пристеночной области на участке расположения ТГМ находится в диапазоне от 0 до 12,1 м/с, что соответствует результатам проведенных расчетов при обработке экспериментальных данных, где средняя скорость холодного потока над модулями равна 9,756 м/с. При этом за счет реализации оребрения в пристеночной области наблюдается более равномерное распределение скорости потока, по сравнению с результатами моделирования при конструкции канала без оребрения.

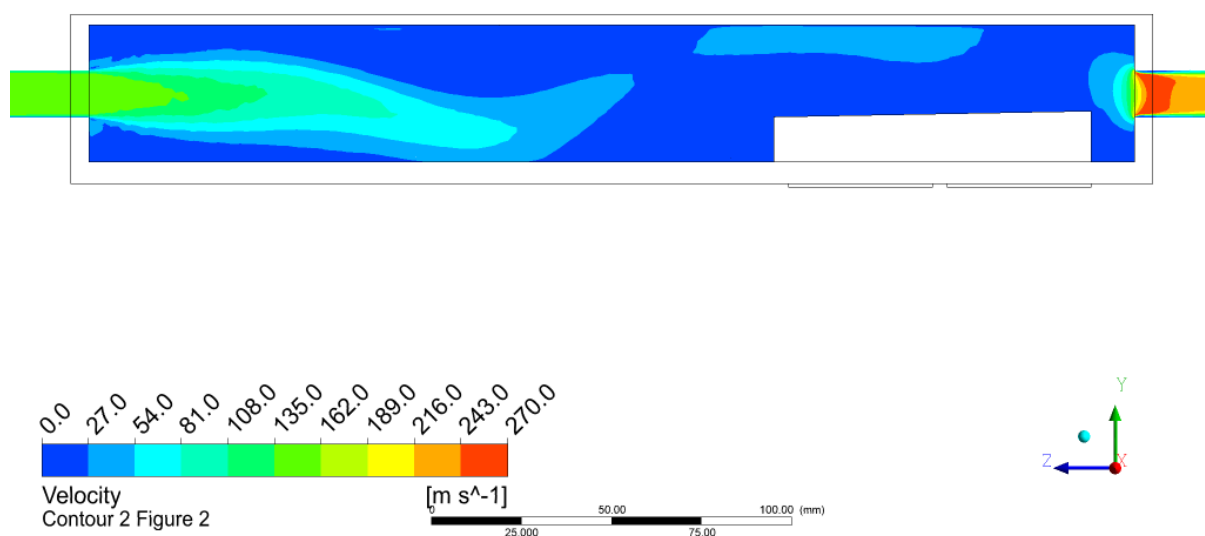


Рисунок 4.18 – Распределение скорости холодного потока по длине канала при конструкции с оребрением переменной высоты [2]

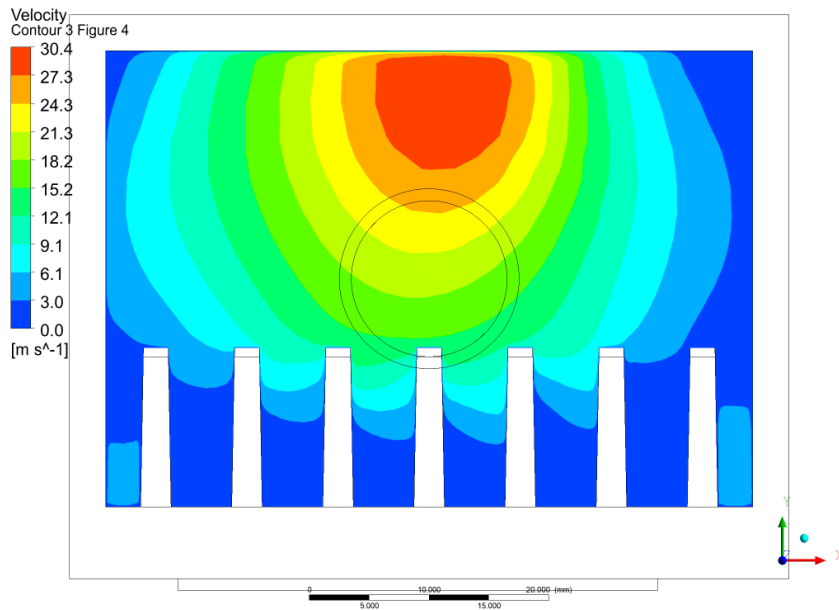


Рисунок 4.19 – Изменение скорости холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением переменной высоты [2]

Графическое распределение температуры холодного потока в поперечном сечении канала с оребрением переменной высоты на участке между ТГМ представлено на рис. 4.20. Температура холодного потока в пристеночных слоях изменяется от 2,2 °С в верхних точках оребрения до 6,4 °С в местах контакта со стенкой.

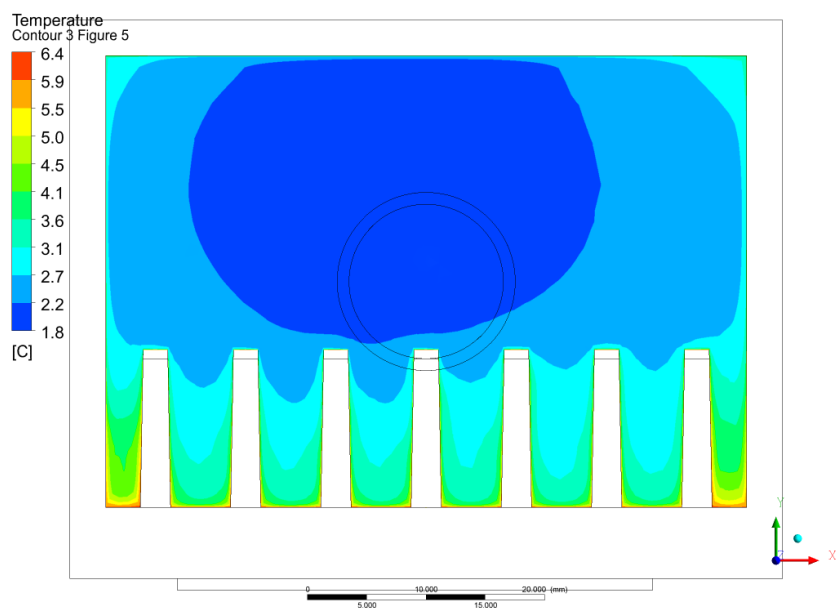


Рисунок 4.20 – Изменение температуры холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением переменной высоты

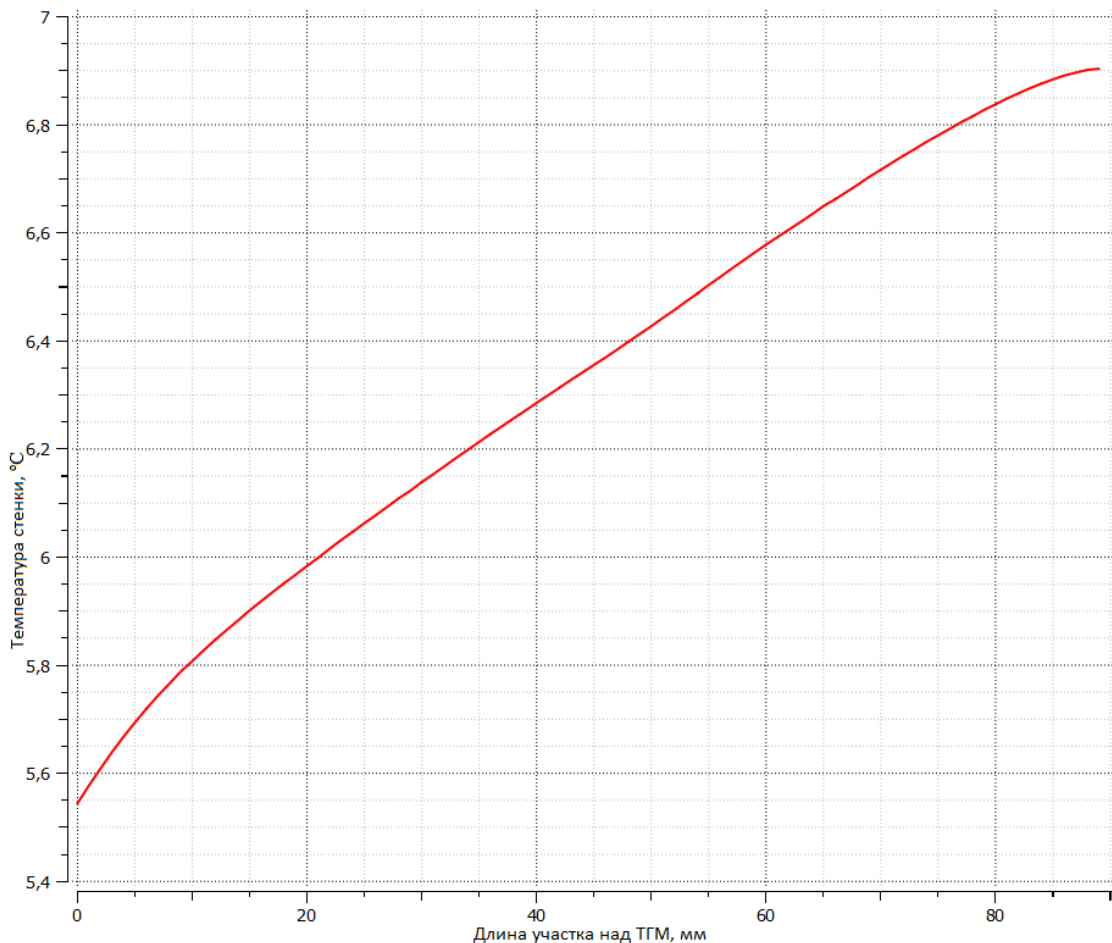


Рисунок 4.21 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала холодного потока с оребрением фиксированной высоты

На рисунке 4.21 изображен график распределения температуры стенки канала холодного потока по длине на участке контакта указанной стенки с ТГМ. Температура изменяется от 5,54 °C в крайней точке расположения первого модуля (0 мм) до 6,91 °C в противоположной крайней точке расположения второго модуля (88 мм). Соответственно, значение изменения температуры составляет 1,37 °C, что свидетельствует о более равномерном распределении температурного поля стенки в варианте с оребрением фиксированной высоты, но, при этом, выравнивание температуры выполняется менее эффективно, по сравнению со случаем применения оребрения переменной высоты. В режимах 1, 3 и 6 разница величин изменения температуры стенки при конструкции с оребрением переменной высоты и с оребрением фиксированной высоты выше, что, в свою очередь, также подтверждает более равномерное распределение температуры



вдоль стенки при использовании оребрения переменной высоты. Максимальная величина этой разницы достигнута в режиме 3, при этом изменение температуры стенки при оребрении фиксированной высоты составило  $2\text{ }^{\circ}\text{C}$ , а при оребрении переменной высоты  $1,4\text{ }^{\circ}\text{C}$  [1, 2].

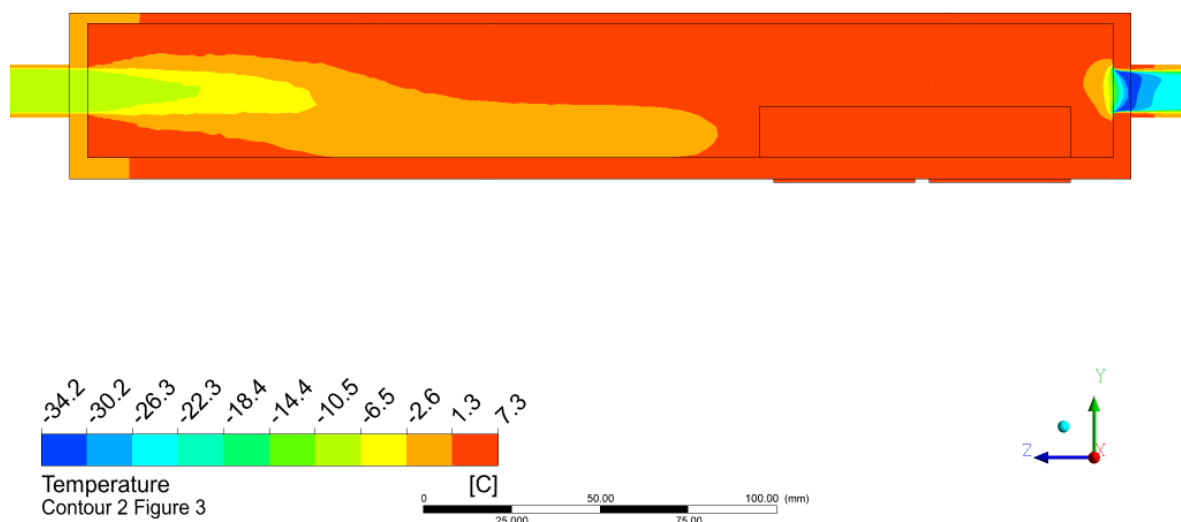


Рисунок 4.22 – Распределение температуры по длине канала холодного потока при конструкции с оребрением фиксированной высоты

На рисунке 4.22 представлено графическое распределение температуры холодного потока, стенки соответствующего канала и установленных в нем ребер для варианта конструкции указанного канала с оребрением фиксированной высоты. Температура холодного потока перед входным штуцером составляет  $1,8\text{ }^{\circ}\text{C}$ . За счет узкого проходного сечения штуцера и высокого значения расхода происходит снижение температуры указанного потока до  $-10,5\text{ }^{\circ}\text{C}$  на входном участке канала, после чего, по мере движения вдоль канала, температура растет до  $7,3\text{ }^{\circ}\text{C}$  на выходном участке, при этом нагрев холодного потока выполняется за счет теплоотдачи от оребренной стенки, температура ребер соразмерна температуре стенки [2].

Графическое распределение скорости холодного потока при конструкции канала с оребрением фиксированной высоты вдоль канала и в поперечном сечении на участке между ТГМ представлено, соответственно, на рис. 4.23 и рис. 4.24. Скорость потока, поступающего из входного штуцера в канал,

составляет 163 м/с, далее, по мере движения вдоль канала поток стабилизируется и одновременно снижается его скорость. Скорость потока в пристеночной области на оребренном участке находится в диапазоне от 0 до 17,4 м/с.

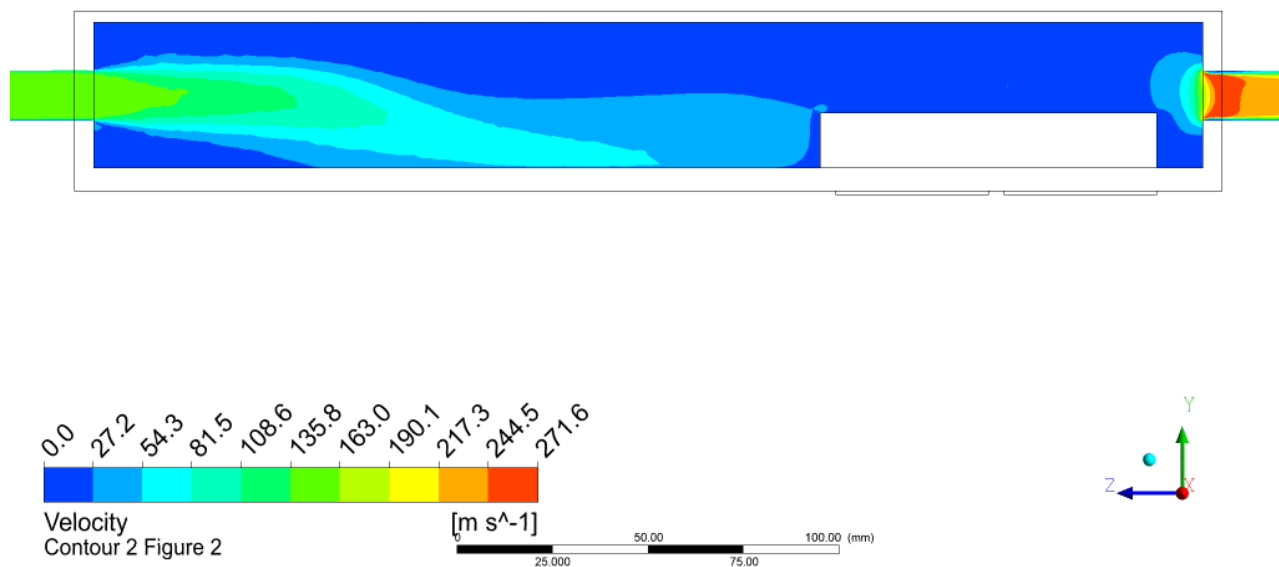


Рисунок 4.23 – Распределение скорости холодного потока по длине канала при конструкции с оребрением фиксированной высоты

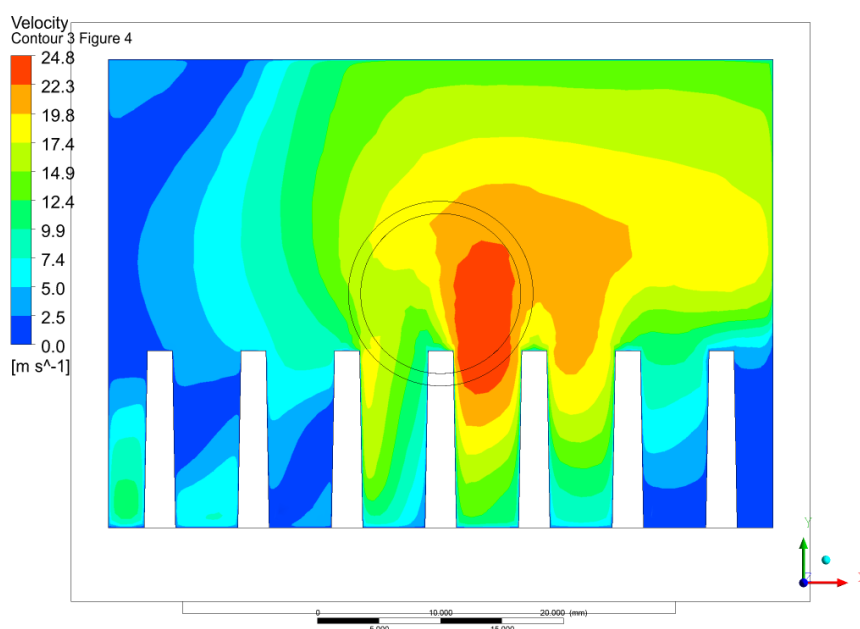


Рисунок 4.24 – Изменение скорости холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением фиксированной высоты

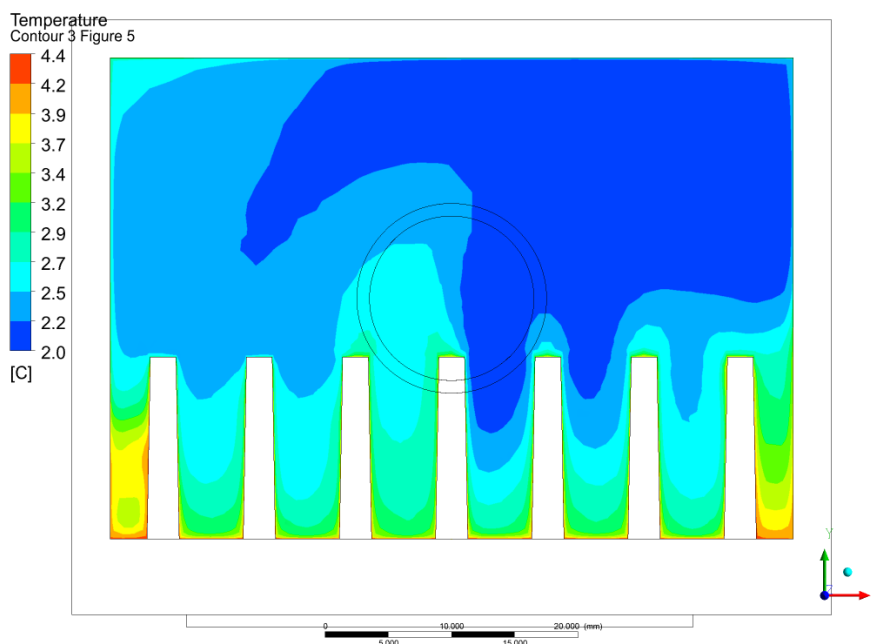


Рисунок 4.25 – Изменение температуры холодного потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением фиксированной высоты

Изменение температуры холодного потока в поперечном сечении соответствующего канала на участке между ТГМ при оребрении канала ребрами, имеющими фиксированную высоту, изображено на рис. 4.25. Температура холодного потока в пристеночных областях находится в диапазоне от 3,2 °С до 4,4 °С, при этом в верхней части оребрения температура потока изменяется в диапазоне от 2 °С до 3,4 °С.

На рисунке 4.26 изображен график распределения температуры стенки канала горячего потока при конструкции без оребрения в месте контакта указанной стенки с ТГМ. Температура в крайней точке расположения первого модуля (0 мм) равна 23,95 °С, а в противоположной крайней точке расположения второго модуля (88 мм) составляет 18,5 °С. Следовательно, изменение температуры стенки на участке над ТГМ равно 5,45 °С.

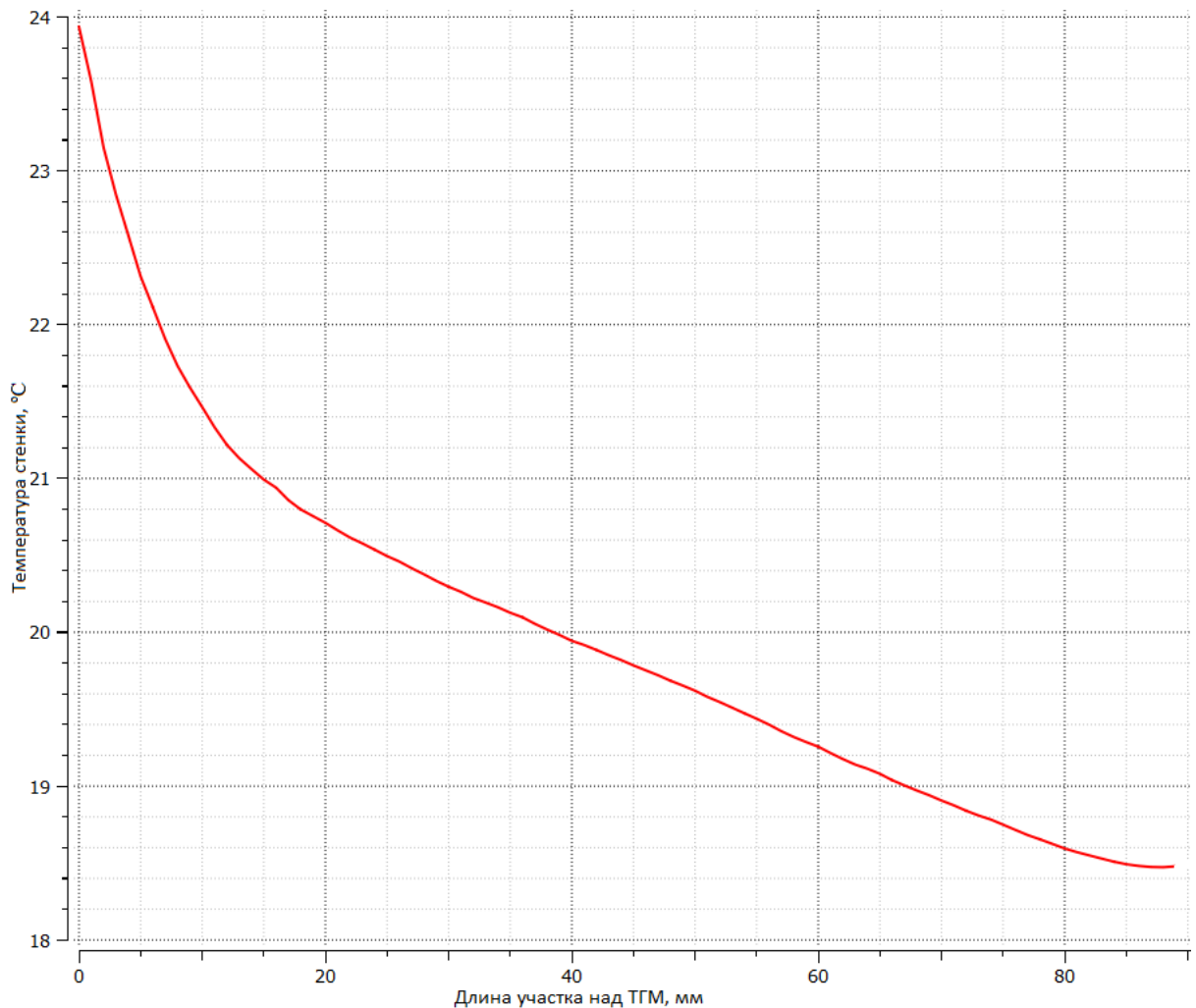


Рисунок 4.26 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала горячего потока при конструкции без оребрения

Графическое изменение температуры горячего потока, а также стенок соответствующего ему канала, имеющего конструкцию без оребрения, вдоль канала и в поперечном сечении на участке между термоэлектрическими генераторными модулями, показано, соответственно, на рис. 4.27 и рис. 4.28. Можно заметить, что температура горячего потока по мере движения по каналу снижается от значения 75,1 °C на входе в канал до 27,2 °C на выходе из канала. При этом температура пристеночного слоя изменяется от средней части потока к стенке в диапазоне от 60,3 °C до 21,3 °C.

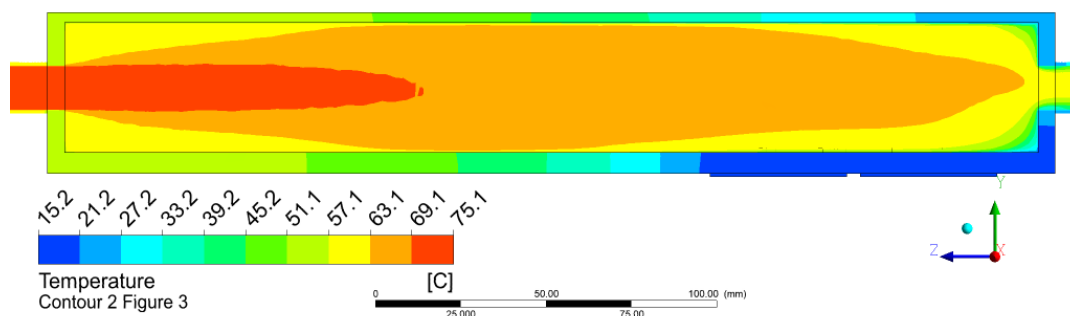


Рисунок 4.27 – Распределение температуры по длине канала горячего потока при конструкции без оребрения

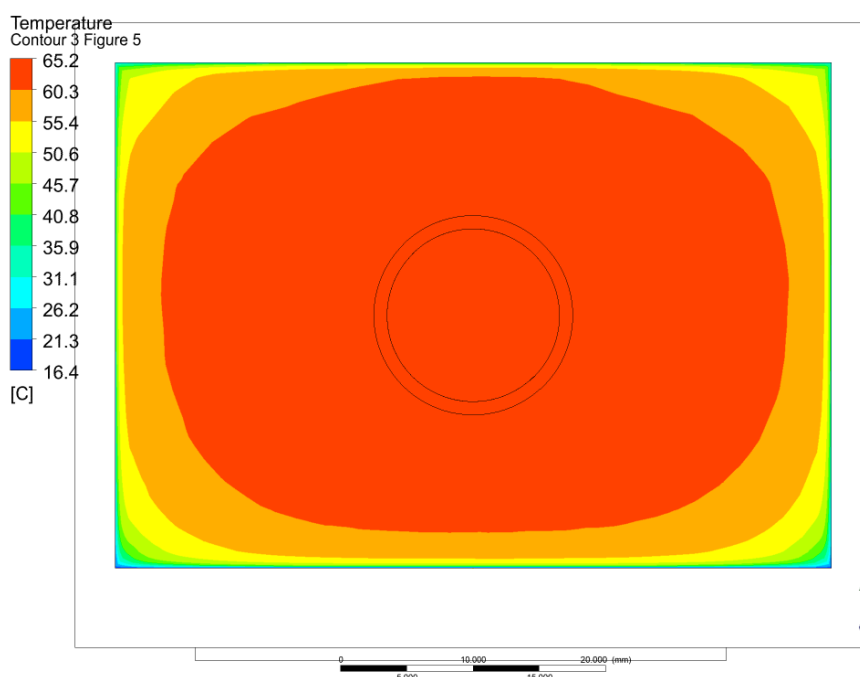


Рисунок 4.28 – Изменение температуры горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции без оребрения

На рис. 4.29 и рис. 4.30 представлено распределение скорости горячего потока вдоль канала, а также в поперечном сечении на участке между ТГМ. Скорость потока на входе в канал из входного штуцера составляет 49,9 м/с, далее поток стабилизируется и в части канала над ТГМ, а также выходной части канала скорость потока находится в диапазоне от 0 до 12,5 м/с. Значение средней скорости потока на участке над ТГМ, полученные в результате обработки экспериментальных данных, соответствует указанному диапазону и равно 2,92 м/с.

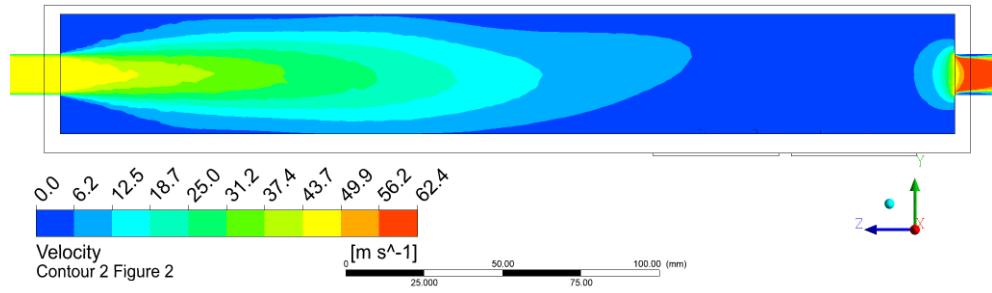


Рисунок 4.29 – Распределение скорости горячего потока по длине канала при конструкции без оребрения [2]

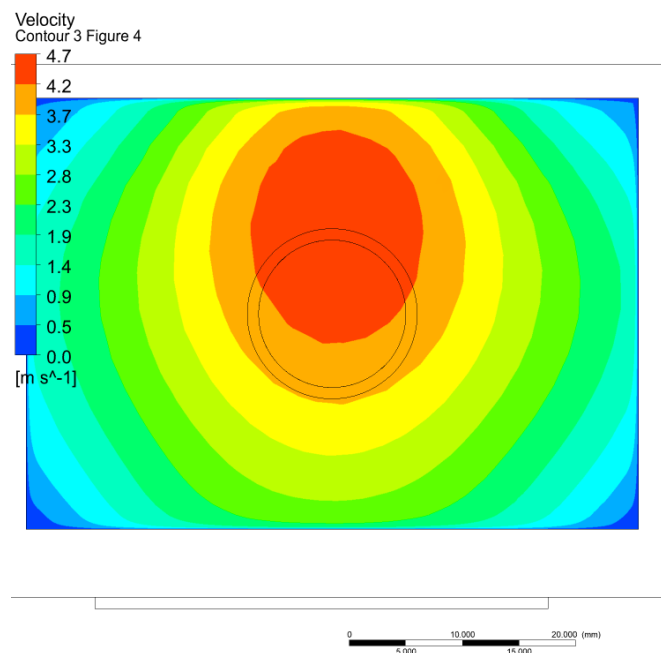


Рисунок 4.30 – Изменение скорости горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции без оребрения [2]

График распределения температуры стенки вдоль канала горячего потока, имеющего конструкцию с оребрением переменной высоты, на участке над ТГМ изображен на рисунке 4.31. В начальной точке (0 мм) температура стенки равна 17,7 °С, в конечной точке (88 мм) значение температуры составляет 13,1 °С. Следовательно, изменение температуры равно 4,6 °С, что подтверждает реализацию более равномерного распределения температуры стенки, благодаря использованию оребрения переменной высоты [2].

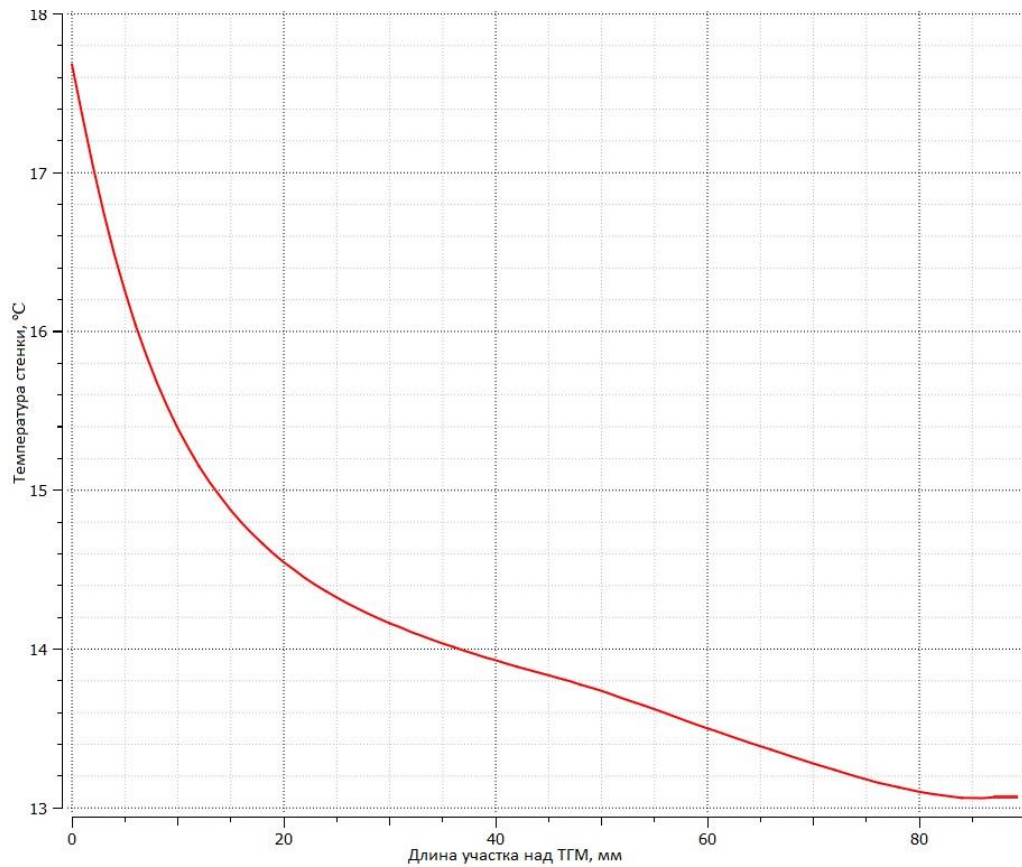


Рисунок 4.31 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала горячего потока с оребрением переменной высоты [2]

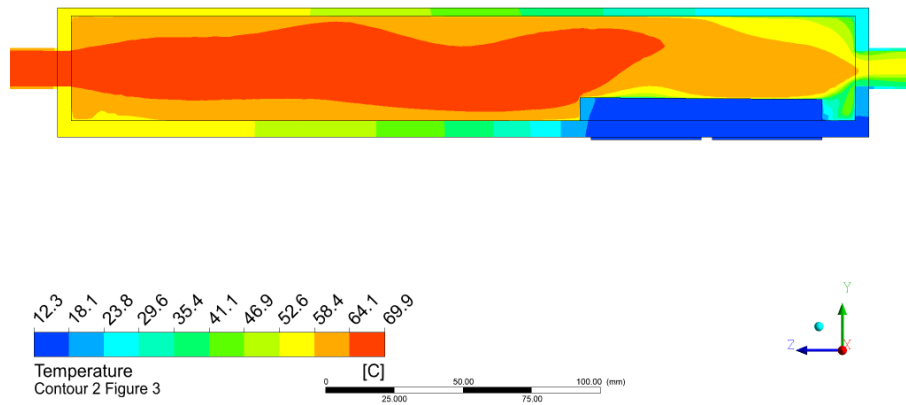


Рисунок 4.32 – Распределение температуры по длине канала горячего потока при конструкции с оребрением переменной высоты [2]

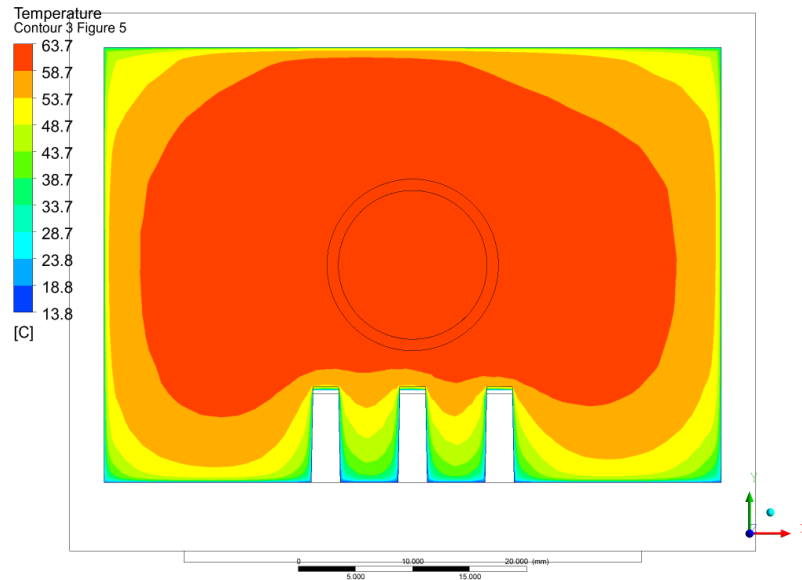


Рисунок 4.33– Изменение температуры горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением переменной высоты [2]

На рис. 4.32 и рис. 4.33 показано распределение температуры горячего потока, соответственно, вдоль соответствующего канала с реализованным в нем оребрением переменной высоты, стенок указанного канала и оребрения, и в поперечном сечении на участке между модулями. Температура горячего потока снижается от 69,9 °С на входе в канал до 23,8 °С в выходной части канала. Температура горячего потока в пристеночных слоях изменяется от 58,7 °С в верхней точке оребрения до 13,8 °С непосредственно у стенки. Температура оребрения соразмерна температуре стенки.

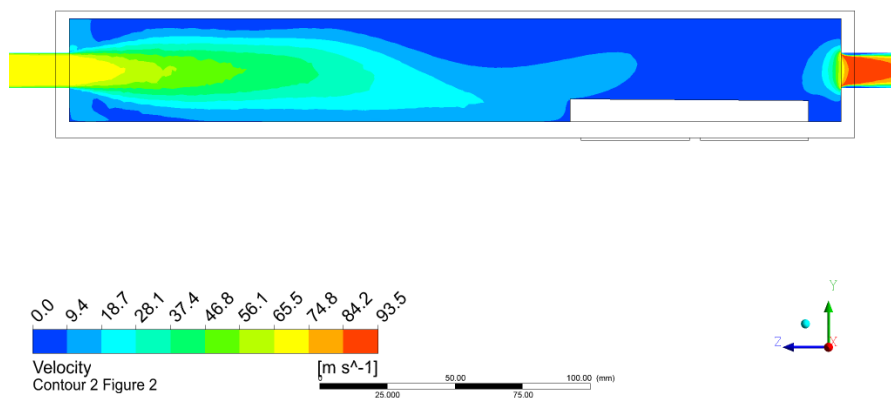


Рисунок 4.34 – Распределение скорости горячего потока по длине канала при конструкции с оребрением переменной высоты



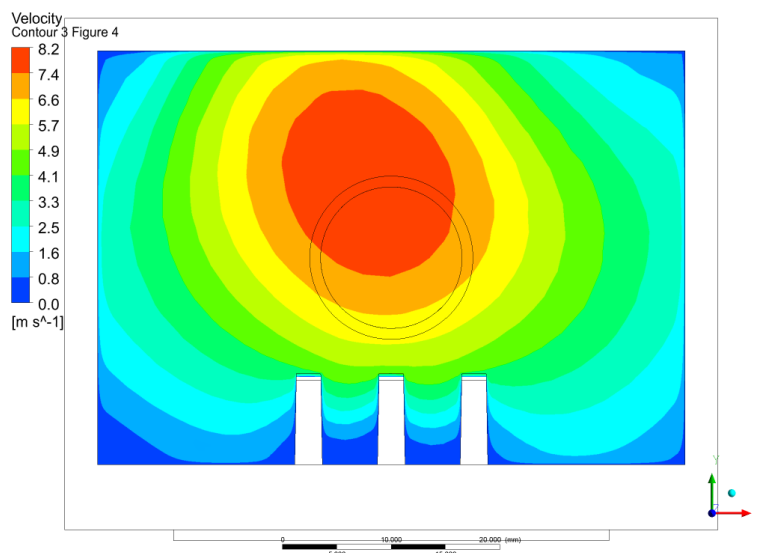


Рисунок 4.35 – Изменение скорости горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением переменной высоты

Графическое распределение скорости горячего потока по длине канала и в поперечном сечении на участке между ТГМ показано, соответственно, на рис. 4.34 и рис. 4.35. Ввиду узкого проходного сечения входного штуцера, скорость горячего потока на входе в канал достигает значения 74,8 м/с, однако за счет удлиненной входной части выполняется стабилизация потока с одновременным снижением его скорости, значение которой в области установки ТГМ варьируется в диапазоне от 0 м/с до 18,7 м/с. Значение средней скорости потока на участке над ТГМ, полученное в результате расчетов при обработке экспериментальных данных, также соответствует указанному диапазону и составляет 3 м/с. Величина скорости горячего потока в пристеночной области канала изменяется в диапазоне от 0 м/с до 4,1 м/с [2].

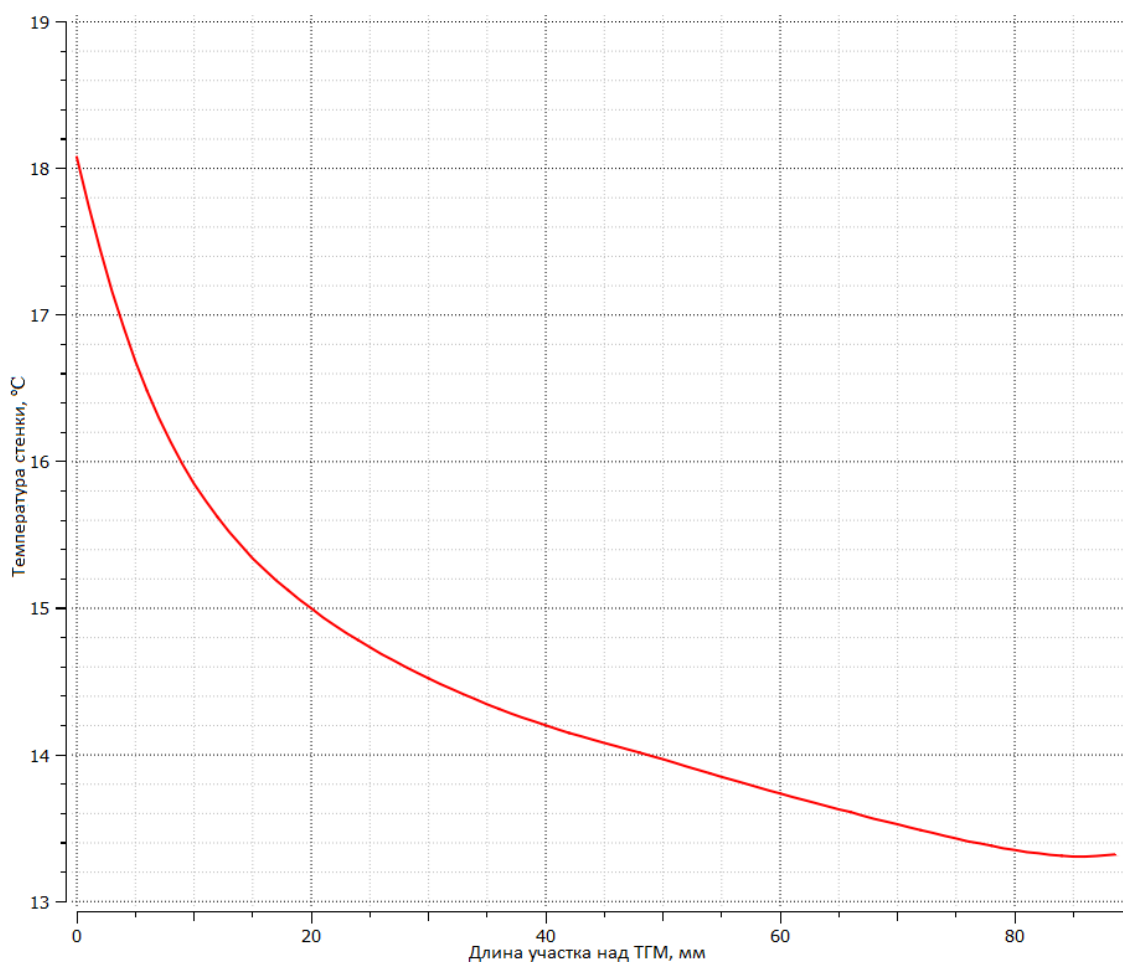


Рисунок 4.36 – Распределение температуры стенки на участке над ТГМ для канала горячего потока с оребрением фиксированной высоты [2]

На рисунке 4.36 изображен график распределения температуры стенки вдоль канала горячего потока с оребрением фиксированной высоты, в области установки ТГМ. Температура стенки в начальной точке равна 18,1 °C, а в конечной точке составляет 13,3 °C. Следовательно, изменение температуры стенки над модулями составляет 4,8 °C, что показывает менее эффективное выравнивание температурного поля по сравнению с вариантом, содержащим оребрение переменной высоты.

На рис. 4.37 и рис. 4.38 изображено графическое распределение температуры стенки, оребрения и горячего потока, соответственно вдоль канала, конструкция которого включает оребрение фиксированной высоты, и в поперечном сечении канала, на участке между ТГМ. Температура горячего потока на входе в канал составляет 69,9 °C и постепенно снижается, по мере движения

потока вдоль канала. Значение температуры потока в выходной части канала изменяется в диапазоне от 29,7 °С до 64,2 °С. При этом в пристеночных слоях температура горячего потока снижается от 54 °С в верхней точке оребрения до 29 °С непосредственно у стенки [2].

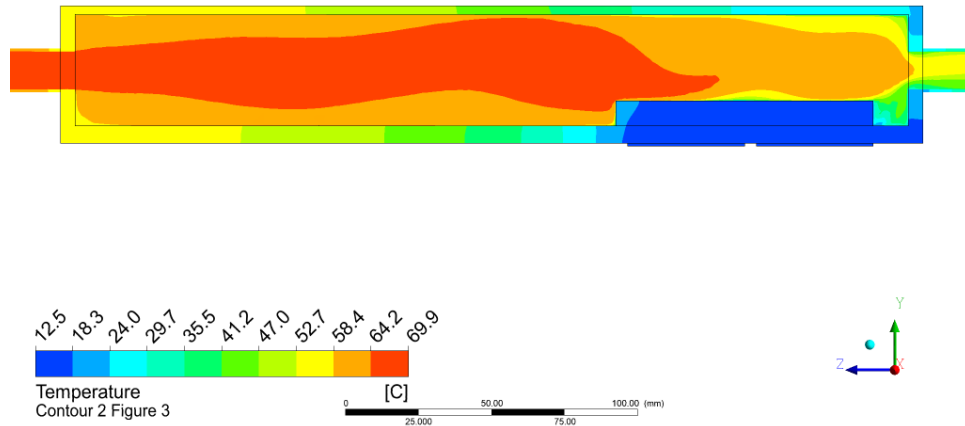


Рисунок 4.37 – Распределение температуры по длине канала горячего потока при конструкции с оребрением фиксированной высоты [2]

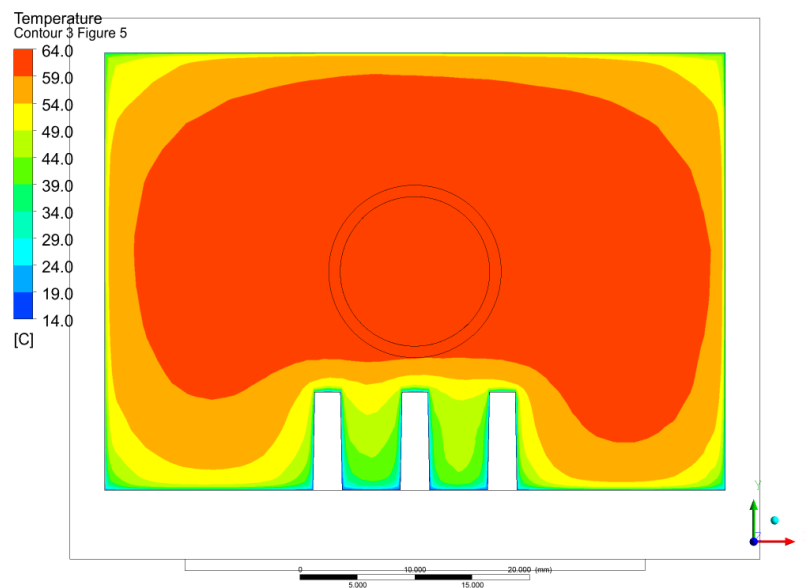


Рисунок 4.38 – Изменение температуры горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением фиксированной высоты [2]

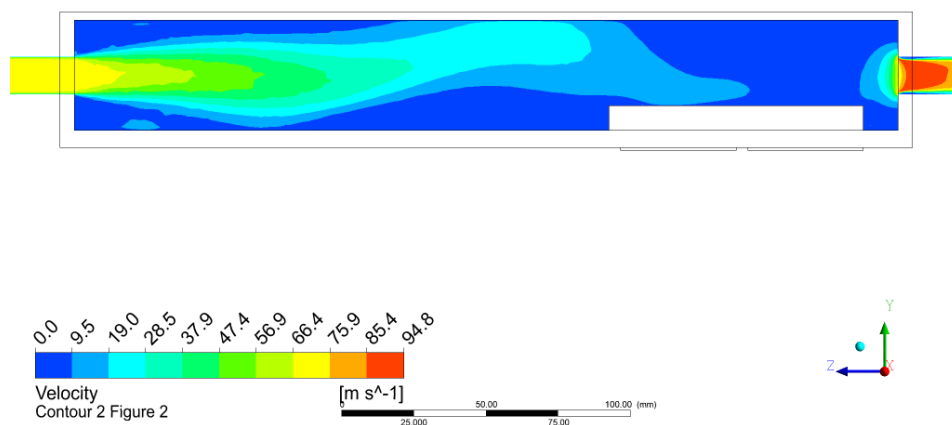


Рисунок 4.39 – Распределение скорости горячего потока по длине канала при конструкции с оребрением фиксированной высоты [2]

На рис. 4.39 и рис. 4.40 показано распределение скорости горячего потока. соответственно вдоль канала с оребрением фиксированной высотой и в поперечном сечении канала на участке между термоэлектрическими генераторными модулями. На входе в канал из входного штуцера поток поступает со скоростью 75,9 м/с, после чего по мере движения выполняется его стабилизация и снижение скорости, при этом на участке над ТГМ скорость потока варьируется в диапазоне от 0 м/с до 19 м/с.

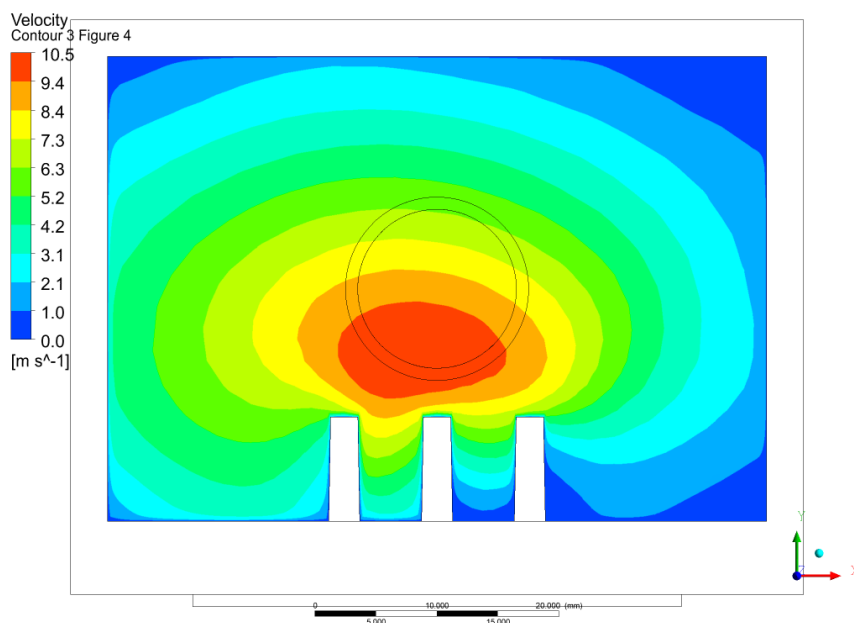


Рисунок 4.40 – Изменение скорости горячего потока в поперечном сечении канала между ТГМ при конструкции с оребрением фиксированной высоты

Значения перепада давления  $\Delta p$ , Па вдоль каналов холодного и горячего потоков для данного режима представлены в таблице 4.5 [1].

Таблица 4.5 – Значения перепада давления по каналам [1]

Конструкция канала	Вид канала	$\Delta p$ , Па
Без оребрения	Х	32490
	Г	2673
С оребрением переменной высоты	Х	38970
	Г	2743
С оребрением фиксированной высоты	Х	41800
	Г	3503

Как можно заметить из представленной таблицы, наибольшее значение перепада давления соответствует варианту с оребрением фиксированной высоты, а наименьшее – без оребрения, как для канала холодного потока, так и для канала горячего потока. В связи с этим, наиболее предпочтительным вариантом выравнивания температуры стенки канала является оребрение переменной высоты [1].

Графическая зависимость критерия Нуссельта от числа Рейнольдса по результатам вычислительного эксперимента для потоков, проходящих в полости каналов с различной конструкцией (без оребрения, с оребрением фиксированной высоты и оребрением переменной высоты) представлена на рисунке 4.41.

Анализируя график, изображенный на рис. 4.41, можно заметить, что для горячего потока воздуха при конструкции каналов без оребрения и с оребрением переменной высоты число Нуссельта находится практически на одном уровне и, при этом, несколько выше числа Нуссельта при тех же значениях числа  $Re$  для варианта с конструкцией канала с оребрением фиксированной высоты. Для холодного потока значение числа  $Nu$  для вариантов конструкции канала с обоими типами оребрения находятся на одном уровне, при этом число  $Re$  для холодного потока в каналах с оребрением ниже, чем в канале без оребрения, в связи с чем ниже и значение  $Nu$ , что обусловлено снижением значения площади проходного

сечения и, следовательно, эквивалентного диаметра, который является определяющим размером при расчетах [1].

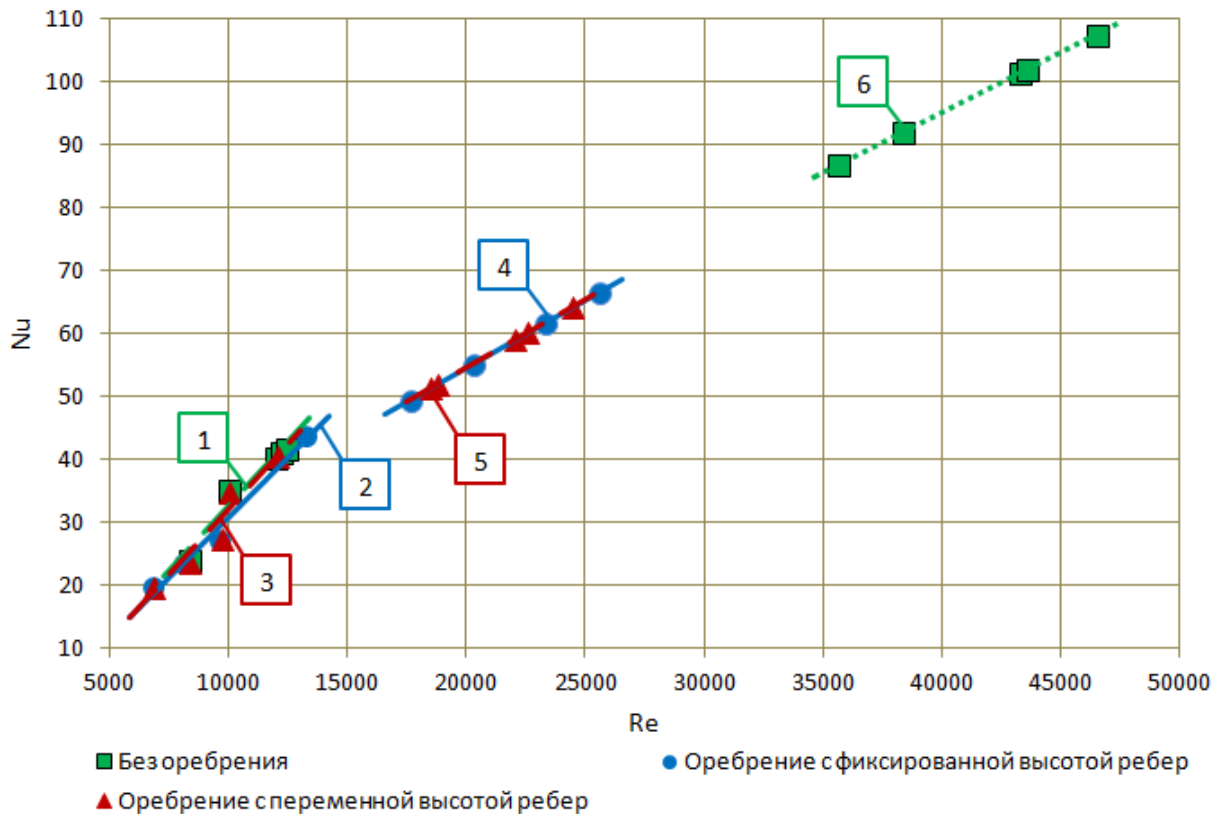


Рисунок 4.41 – Зависимость числа Nu от Re: горячий поток при конструкции без оребрения (1), с оребрением фиксированной высоты (2) и переменной высоты (3); холодный поток при конструкции канала с оребрением фиксированной высоты (4), с оребрением переменной высоты (5) и без оребрения (6)

#### 4.4 Сравнение значений числа Нуссельта, полученных при натуральных и вычислительных экспериментах

Для сравнения числа Нуссельта в зависимости от величины числа Рейнольдса, полученных при натуральных и вычислительных экспериментах, был построен график  $Nu = f(Re)$ , который показан на рисунке 4.42.

При сравнении графических зависимостей было установлено, что результаты вычислительных и натуральных экспериментов имеют хорошую сходимость, что позволяет сделать вывод о верности полученных полей

температуры, скорости и давления. Также из представленного графика можно заметить, что для горячего и холодного потоков число Нуссельта для неоробренного и оробренного варианта конструкции находится на одном уровне при тех же значениях числа Рейнольдса. При этом при численном моделировании полученные значения чисел  $Re$  и, соответственно,  $Nu$  выше, чем в экспериментах при тех же режимах и с теми же исходными данными, что обусловлено более точным определением значения скорости потоков и отсутствием дополнительных потерь.

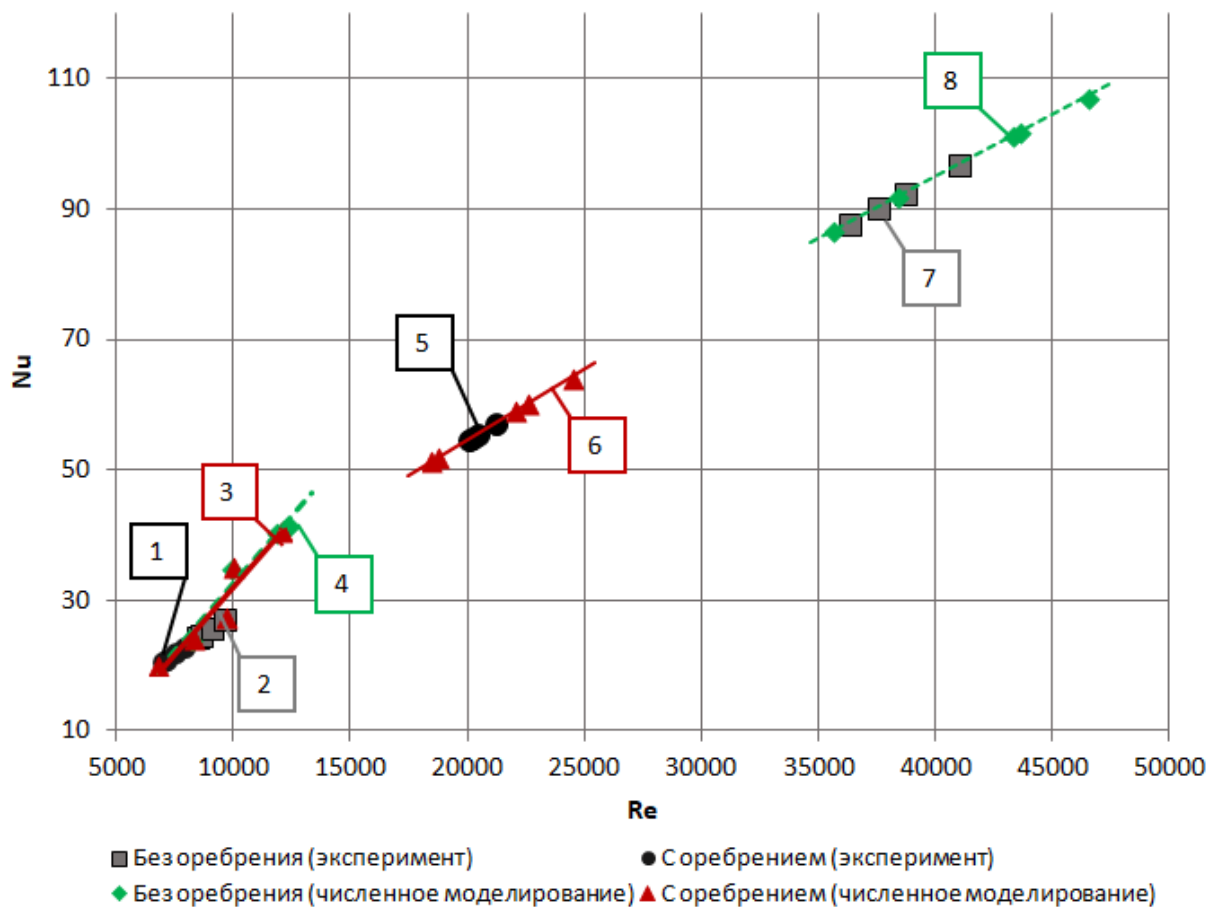


Рисунок 4.42 – Сравнение зависимостей критерия  $Nu$  от числа  $Re$  по результатам экспериментальных исследований и численного моделирования: Горячий поток при оробрении (1) и без оробрения (2), натурный эксперимент; горячий поток при оробрении (3) и без оробрения (4), вычислительный эксперимент; холодный поток при оробрении (5) и без оробрения (7), натурный эксперимент; холодный поток при оробрении (6) и без оробрения (8), вычислительный эксперимент

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При анализе современного состояния вопроса интенсификации теплопередачи для повышения эффективности термоэлектрических генераторных модулей была выявлена недостаточная научная проработанность такого метода, как реализация равномерного распределения температуры контактирующих с модулями поверхностей за счет продольного оребрения переменной высоты по длине.

В результате проведенных работ:

1. Предложен способ повышения эффективности термоэлектрической генераторной установки, отличающийся использованием продольного оребрения переменной высоты на стенках каналов.

2. Создана пилотная опытно-промышленная термоэлектрическая генераторная установка с реализацией в каналах продольного оребрения переменной высоты.

3. Выполнено экспериментальное определение гидротермических характеристик теплоносителя, температурных полей стенок каналов и мощности генерируемого электрического тока на сконструированной опытной установке.

4. Получена эмпирическая зависимость для оценки числа Нуссельта, отличающаяся учетом коэффициента затенения проходного сечения канала.

5. Проведен вычислительный эксперимент для проведения сравнительного анализа стационарных гидродинамических и тепловых полей с опытными данными в каналах термоэлектрической генераторной установки.

6. Показано, что увеличение мощности генерируемого тока при применении оребрения переменной высоты, по сравнению с полыми каналами, в среднем составляет 23,7 %, наибольший прирост равен 40 %.

Основные результаты опубликованы в работах [1, 2, 34, 35, 94, 108, 112-116].



**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Базыкин, Д.А. Экспериментальное исследование параметров оребрения при термостатировании поверхности каналов термоэлектрической генераторной установки / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин, А.В. Бараков // Энергетик. – 2024. – № 6. – С. 15-20.
2. Базыкин, Д.А. Результаты численного моделирования теплообмена при термостатировании поверхности каналов термоэлектрической генераторной установки / Д.А. Базыкин, Е.А. Орехов, С.В. Дахин // Вестник Донецкого национального университета. Серия Г: Технические науки. – 2024. – № 3. – С. 144-154. – DOI 10.5281/zenodo.14018670.
3. Распоряжение Правительства РФ от 09.06.2020 N 1523-р: Об утверждении Энергетической стратегии Российской Федерации на период до 2035 года. – Москва. – 2020. – 93 с.
4. Григорьев, А.С. Научные положения и принципы проектирования, эксплуатации и вывода из эксплуатации источников генерации энергии для автономных потребителей малой мощности / А.С. Григорьев, В.А. Карасевич, А.О. Пименов, И.А. Тутнов, И.А. Шпара // Наука и техника в газовой промышленности. – 2019. – № 2(78). – С. 92-103.
5. Башмаков, И.А. Повышение эффективности энергоснабжения в северных регионах России / И.А. Башмаков // Энергосбережение. – 2017. – № 2. – С. 46-53.
6. Потапов, М.В. Особенности энергоснабжения северных регионов / М.В. Потапов // Аллея науки. – 2018. – Т. 3. – № 9(25). – С. 233-237.
7. Колокольцев, С.Н. Мировая энергетика и глобальный энергетический переход / С.Н. Колокольцев // Прорывные научные исследования: проблемы, закономерности, перспективы: сборник статей XV Международной научно-практической конференции: в 2 ч., Пенза, 30 декабря 2020 года. – Пенза: "Наука и Просвещение" (ИП Гуляев Г.Ю.), 2020. – С. 93-100.

8. Трифонов, А.А. Подходы к построению систем электроснабжения технологических объектов обустройства морских нефтегазовых месторождений / А.А. Трифонов // Территория Нефтегаз. – 2009. – № 12. – С. 62-65.

9. Ершов, М.С. Некоторые особенности обеспечения надежности электроснабжения потребителей объектов обустройства морских месторождений нефти и газа / М.С. Ершов, А.В. Егоров, А.А. Трифонов // Территория Нефтегаз. – 2009. – № 6. – С. 98-101.

10. Садыков, Б.Х. Автономное электроснабжение нефтяных месторождений / Б.Х. Садыков // Наука сегодня. Ключевые проблемы и перспективы развития: Сборник научных статей по итогам международной научно-практической конференции, Санкт-Петербург, 19–20 декабря 2015 года. – Санкт-Петербург: Общество с ограниченной ответственностью "Редакционно-издательский центр "КУЛЬТ-ИНФОРМ-ПРЕСС", 2015. – С. 91-92.

11. Шуваева, А.О. Разработка и испытание устройства катодной защиты с автономным источником питания / А.О. Шуваева // Транспортные системы: безопасность, новые технологии, экология: сборник трудов II международной научно-практической конференции, Якутск, 16–17 апреля 2020 года. – Якутск: Якутский институт водного транспорта (филиал) Федерального государственного бюджетного образовательного учреждения высшего образования «Сибирский государственный университет водного транспорта», 2020. – С. 196-200.

12. Мерзляков, И.В. Исследование комплекса альтернативных источников электропитания для автономных узлов передачи данных в рамках "цифрового" месторождения / И.В. Мерзляков // Энергосбережение и инновационные технологии в топливно-энергетическом комплексе: Материалы Всероссийской научно-практической конференции студентов, аспирантов, молодых учёных и специалистов, посвященной 50-летию создания Тюменского индустриального института, Тюмень, 22 декабря 2012 года / ответственный редактор А. Л. Портнягин. – Тюмень: Тюменский государственный нефтегазовый университет, 2013. – С. 383-385.

13. Агапитов, Е.Б. Проблемы и перспективы малой электрогенерации для промышленных предприятий / Е.Б. Агапитов, А.Н. Шеметов, М.А. Лемешко // Актуальные проблемы современной науки, техники и образования. – 2017. – Т. 1. – С. 180-183.

14. Chem Nayar Innovative Remote Micro-Grid Systems / Chem Nayar // International Journal of Environment and Sustainability. – 2012. – No. 3. – Pp. 53-65.

15. Zornek, T. Performance analysis of the micro gas turbine Turbec T100 with a new FLOX-combustion system for low calorific fuels / T. Zornek, T. Monz, M. Aigner // Applied Energy. – 2015. – Vol. 159. – Pp. 276-284. – doi: 10.1016/j.apenergy.2015.08.075.

16. Bazykin, D.A. Development of an autonomous power supply for oil and gas fields based on a gas turbine unit driven by an active-reactive turbine / D.A. Bazykin, A.V. Barakov // IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng. 1035 012003. – 2021. – doi: 10.1088/1757-899X/1035/1/012003.

17. Махнутин, А.К. О вопросах применения газотурбинных установок и парогазовых установок в энергетике / А.К. Махнутин, Б.В. Кавалеров // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Электротехника, информационные технологии, системы управления. – 2015. – № 15. – С. 84-96.

18. Челябин, В.Ф. Пути повышения эффективности парогазовых установок / В.Ф. Челябин // Изобретательство. – 2007. – Т. 7. – № 4. – С. 29-36.

19. Чижма, С.Н. Исследование имитационной модели автономной энергоустановки на возобновляемых источниках энергии / С.Н. Чижма, А.И. Захаров // Промышленная энергетика. – 2020. – № 11. – С. 54-60. – doi: 10.34831/EP.2020.94.76.007.

20. Васильев, И.А. Возобновляемые источники энергии в автономных системах электроснабжения / И.А. Васильев, Г.И. Кольниченко, Я.В. Тарлаков, А.В. Сиротов // Лесной вестник. Forestry Bulletin. – 2020. – Т. 24. – № 4. – С. 91-97. – DOI 10.18698/2542-1468-2020-4-91-97.

21. Константинов, Г.Г. Разработка и исследование автономного источника электроэнергии на базе микрогэс и асинхронного генератора с конденсаторным возбуждением / Г.Г. Константинов, Г.С. Майоров // Вестник Иркутского государственного технического университета. – 2018. – Т. 22. – № 10(141). – С. 92-116. – DOI 10.21285/1814-3520-2018-10-92-116.

22. Губарев, В.Я. Оценка энергетической эффективности применения детандер-генераторных агрегатов в системах с комбинированным производством тепла и электрической энергии / В.Я. Губарев, А.Г. Арзамасцев, А.И. Шарапов, А.Ю. Картель // Проблемы региональной энергетики. – 2018. – № 3(38). – С. 93-101.

23. Пахомов, С.Н. Определение структуры и функциональных связей электромеханических и электротехнических систем автономных источников электроэнергии для собственных нужд объектов газораспределительных сетей / С.Н. Пахомов // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2018. – № 6. – С. 407-411.

24. Мехтиев, А.Д. Альтернативный источник энергии для автономных потребителей на основе низкотемпературного двигателя Стирлинга / А.Д. Мехтиев, В.В. Югай, Е.Г. Нешина, А.Д. Алькина // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2020. – Т. 20. – № 3. – С. 78-87. – DOI 10.14529/power200308.

25. Карабарин, Д.И. Использование низкопотенциальных источников энергии на основе органического цикла Ренкина / Д.И. Карабарин, С.А. Михайленко // Журнал Сибирского федерального университета. Серия: Техника и технологии. – 2018. – Т. 11. – № 7. – С. 867-876. – DOI 10.17516/1999-494X-0101.

26. Эверстов, А.Д. Использование тепла газа из газового месторождения для производства электроэнергии / А.Д. Эверстов // МАТЕРИАЛЫ XIX Всероссийской научно-практической конференции молодых ученых, аспирантов и студентов в г. Нерюнгри, с международным участием: Секции 1-5, Нерюнгри, 29–31 марта 2018 года. – Нерюнгри: Изд-во Технического института (ф) СВФУ, 2018. – С. 138-140. – DOI 10.18411/a-2018-74.

27. Карабарин, Д.И. Повышение энергоэффективности производства энергии в районах децентрализованной энергетики / Д.И. Карабарин, С.А. Михайленко // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2017. – Т. 328. – № 10. – С. 81-86.

28. Иброгимов, Р.И. Термоэлектрические установки для электроснабжения потребителей малой мощности / Р.И. Иброгимов // Инновационные тенденции развития российской науки: материалы X Международной научно-практической конференция молодых ученых, посвященной Году экологии и 65-летию Красноярского ГАУ, Красноярск, 22–23 марта 2017 года. – Красноярск: Красноярский государственный аграрный университет. – 2017. – С. 114-119.

29. Люкайтис, В.Ю. Автономные энергокомплексы, гибридные конструкции с применением возобновляемых источников энергии / В.Ю. Люкайтис, С.Ю. Глушков // Силовое и энергетическое оборудование. Автономные системы. – 2019. – Т. 2. – № 2. – С. 111-120. – DOI 10.32464/2618-8716-2019-2-2-111-120.

30. Марков, А.С. Автономный пост микрогенерации на базе альтернативных/автономных источников электрической энергии / А.С. Марков, К.А. Колганов // Силовое и энергетическое оборудование. Автономные системы. – 2019. – Т. 2. – № 4. – С. 196-208. – DOI 10.32464/2618-8716-2019-2-4-196-208.

31. Денисов, К.С. Решение задачи комплексного энергоснабжения автономного потребителя с целью уменьшения экономических затрат / К.С. Денисов, В.И. Велькин, А.Н. Тырсин // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2019. – Т. 19. – № 3. – С. 84-92. – DOI 10.14529/power190309.

32. Монич, К.П. Возможности применения альтернативных источников энергии в условиях Крайнего Севера / К.П. Монич // Наука на современном этапе: вопросы, достижения, инновации. Социальное и экономическое развитие в XXI веке. особенности развития современной науки: актуальные вопросы, открытия и перспективы: Материалы международной научно-практической конференции, Кемерово - Красноярск - Омск, 23–28 декабря 2017 года. – Кемерово - Красноярск

- Омск: ИП Шелистов Денис Александрович (Издательский центр «Quantum»), 2017. – С. 217-219.

33. Тищенко, Н.И. Использование альтернативных источников энергии в энергоснабжении Крайнего Севера / Н.И. Тищенко // Аллея науки. – 2017. – Т. 2. – № 16. – С. 40-42.

34. Базыкин, Д.А. Численное моделирование теплообмена и вариантов его интенсификации в профилированных каналах термоэлектрической генераторной установки / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин, А.В. Бараков // Вестник Донецкого национального университета. Серия Г: Технические науки. – 2024. – № 1. – С. 82-92. – DOI 10.5281/zenodo.10974658.

35. Базыкин, Д.А. Экспериментальное исследование методов повышения эффективности термоэлектрической генераторной установки / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин, А.В. Бараков // Промышленная энергетика. – 2024. – № 3. – С. 24-30. – DOI 10.34831/EP.2024.28.76.004.

36. Васильев, Д.А. Использование термоэлектрического генератора для автономного энергоснабжения удаленного объекта / Д.А. Васильев // XXIII Туполевские чтения (школа молодых ученых): Международная молодёжная научная конференция: Материалы конференции. Сборник докладов: в 4 томах, Казань, 08–10 ноября 2017 года. – Казань: Издательство Академии наук РТ, 2017. – С. 807-812.

37. Свистунов, В.Д. Создание источника электропитания на основе термоэлектрического генератора / В.Д. Свистунов, М.С. Богомолова, А.С. Лысова // Радиоэлектроника, электротехника и энергетика: Двадцать третья международная научно-техническая конференция студентов и аспирантов, Москва, 02–03 марта 2017 года. – Москва: Издательский дом МЭИ, 2017. – С. 388.

38. Федоровцев, Д.И. Разработка термоэлектрического преобразователя энергии для питания средств электрохимзащиты газо-, нефтепроводов / Д.И. Федоровцев // Актуальные направления научных исследований XXI века: теория и практика. – 2015. – Т. 3. – № 7-3(18-3). – С. 110-114. – DOI 10.12737/15135.

39. Беляева, А.А. Разработка системы снабжения децентрализованных потребителей с применением термоэлектрических генераторов / А.А. Беляева // Научно-образовательный потенциал молодежи в решении актуальных проблем XXI века. – 2019. – № 14. – С. 12-17.

40. Лемминг, А.Э. Решение задач энергетического обеспечения автономных объектов на основе термоэлектрических модулей / А.Э. Лемминг, П.Г. Шостаковский // Инновации. – 2018. – № 5(235). – С. 9-13.

41. Семенов, В.С. Способы прямого преобразования тепловой энергии в электрическую / В.С. Семенов, А.В. Бейльман, И.В. Трифанов // Актуальные проблемы авиации и космонавтики. – 2015. – Т. 2. – № 11. – С. 124-126.

42. Опыт использования термоэлектрических генераторов / И.Ю. Шелехов, Е.И. Смирнов, В.Л. Рупосов, Т.И. Шишелова // Фундаментальные исследования. – 2013. – № 11-5. – С. 919-923.

43. Гермагенов, С.С. Применение эффекта термоэлектрических элементов на основе законов Пельтье-Зеебека в условиях Крайнего Севера / С.С. Гермагенов, Р.Р. Ноговицын // Colloquium-journal. – 2019. – № 13-2(37). – С. 30-34.

44. Васильев, П.Ф. Применение термоэлектрических генераторов в условиях Крайнего Севера / П.Ф. Васильев, М.Л. Корякина // Энергетические системы. – 2017. – № 1. – С. 363-367.

45. Долгих, П.П. Перспективы применения термоэлектрических установок для электроснабжения децентрализованных потребителей / П.П. Долгих, Р.И. Иброгимов // Эпоха науки. – 2016. – № 8. – С. 281-289.

46. Исследование основных характеристик термоэлектрического охладителя и генератора: лаб. практикум / В.Н. Белозерцев [и др.]. – Самара: Изд-во СГАУ, 2015. – 76 с.

47. Долгих, П.П. Разработка системы электроснабжения децентрализованных потребителей малой мощности на основе термоэлектрических генераторов / П.П. Долгих, Р.И. Иброгимов // Научное обозрение. Технические науки. – 2018. – № 6. – С. 22-31.

48. Перепелица, Н.С. Разработка оптимизационной модели для прогнозирования эффективности работы термоэлектрического генератора для утилизации низкопотенциального тепла / Н.С. Перепелица // Research leader 2021: сборник статей Международного научно-исследовательского конкурса, Петрозаводск, 12 апреля 2021 года. – Петрозаводск: Международный центр научного партнерства «Новая Наука» (ИП Ивановская Ирина Игоревна), 2021. – С. 399-409.

49. Шостаковский, П. Термоэлектрические источники альтернативного электропитания / П. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2010. – № 12(113). – С. 131-138.

50. Шостаковский, П. Современные термоэлектрические источники питания электронных устройств / П. Шостаковский // Компоненты и технологии. – 2015. – № 1(162). – С. 90-95.

51. Шлейгер, Л.А. Использование термоэлектрических генераторов в системе утилизации попутного нефтяного газа / Л.А. Шлейгер // Сборник тезисов VII региональной молодёжной конференции им. В.И. Шпильмана «Проблемы рационального природопользования и история геологического поиска в Западной Сибири», Ханты-Мансийск, 28–29 марта 2019 года. – Ханты-Мансийск: Общество с ограниченной ответственностью «Югорский формат», 2019. – С. 219-225.

52. Термоэлектрическая эффективность низкотемпературных генераторных материалов, возможности ее повышения / А.В. Симкин, А.В. Бирюков, Н.И. Репников, В.В. Ховайло // Вестник Челябинского государственного университета. – 2015. – № 7(362). – С. 21-29.

53. Иброгимов, Р.И. Оборудование для испытания термоэлектрических генераторных модулей / Р.И. Иброгимов // Научно-образовательный потенциал молодежи в решении актуальных проблем XXI века. – 2019. – № 13. – С. 162-165.

54. Меркулов, А.П. Вихревой эффект и его применение в технике / А.П. Меркулов. – М.: Машиностроение, 1969. – 183 с.



55. Пиралишвили, Ш.А. Вихревой эффект. Эксперимент, теория, технические решения / Ш.А. Пиралишвили, В.М. Поляев, М.Н. Сергеев; под ред. академика РАН А.И. Леонтьева. – М.: УНПЦ «Энергомаш», 2000. – 412 с.

56. Белоусов, А.М. Исследование возможностей повышения энергоэффективности вихревой трубы Ранка – Хилша / А.М. Белоусов, И.Х. Исрафилов, С.И. Харчук // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2015. – № 7-2. – С. 112-121.

57. Базыкин, Д.А. Разработка экспериментальной электрогенерирующей установки с применением вихревого эффекта Ранка-Хилша / Д.А. Базыкин, А.В. Бараков // Научная опора Воронежской области: Сборник трудов победителей конкурса научно-исследовательских работ студентов и аспирантов ВГТУ по приоритетным направлениям развития науки и технологий, Воронеж, 01–29 июня 2022 года / Отв. редактор И.Г. Дроздов. – Воронеж: Воронежский государственный технический университет, 2022. – С. 176-178.

58. Левин, М.Ю. Влияние давления и температуры входного потока воздуха на температуры выходных потоков вихревой трубы / М.Ю. Левин // Труды ГОСНИТИ. – 2012. – Т. 109. – № 1. – С. 148-150.

59. Павлов, С.С. Влияние давления входного потока воздуха на энергетическое разделение в вихревых трубах / С.С. Павлов // Наука в центральной России. – 2013. – № 2. – С. 60-63.

60. Сон, Э.Е. О результатах и перспективах разработки безтопливных источников автономного энергоснабжения / Э.Е. Сон, Ю.И. Кудряшов, В.Г. Николаев, В.В. Николаев // Возобновляемая энергетика XXI век: Энергетическая и экономическая эффективность, 2016: Материалы Международного конгресса REENCON-XXI «Возобновляемая энергетика XXI век: Энергетическая и экономическая эффективность», Сколково, 13–14 октября 2016 года / Под ред. Д.О. Дуникова, О.С. Попеля. – Сколково: Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Объединенный институт высоких температур Российской академии наук, 2016. – С. 61-66.

61. Стребков, Д.С. О развитии бестопливной энергетики / Д.С. Стребков // Энергетический вестник. – 2019. – № 25. – С. 17-33.
62. Бирюк, В.В. Вихревой термоэлектрический электроисточник для оборудования газораспределительных станций / В.В. Бирюк, Д.В. Лобзин, Г.А. Смоляр // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С.П. Королёва. – 2007. – № 2(13). – С. 42-47.
63. Бетлинский, В. Экспериментальное исследование термодинамической эффективности регулируемой вихревой трубы на природном газе / В. Бетлинский, М. Жидков, В. Овчинников, Д. Жидков // Нефтегазовые технологии. – 2008. – № 2. – С. 2-6.
64. Жидков, М. Трехпоточная вихревая труба успешно эксплуатируется на Капитоновском месторождении / М. Жидков, А. Гусев, В. Бетлинский, П. Солдатов, В. Овчинников, А. Рябов // OIL&GAS JOURNAL RUSSIA. – 2008. – № 1–2. – С. 42-46.
65. Ахметов, Ю.М. Численное моделирование течения газожидкостного потока в вихревой трубе / Ю.М. Ахметов, А.А. Соловьев, А.А. Тарасов, А.В. Целищев // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2010. – Т. 14. – № 1(36). – С. 32-39.
66. Лаптев, А.Г. Методы интенсификации и моделирования теплообменных процессов / А.Г. Лаптев, Н.А. Николаев, М.М. Башаров. – Учебно-справочное пособие. – М.: «Теплотехник», 2011. – 335 с.
67. Интенсификация теплообмена: учеб. пособие / В.Н. Белозерцев и др. – Самара: Изд-во Самарского университета, 2018. – 208 с.: ил.
68. Леонтьев, А.И. Выбор оптимального метода интенсификации теплообмена для повышения эффективности термоэлектрического генератора / А.И. Леонтьев, Д.О. Онищенко, Г.А. Арутюнян // Теплофизика и аэромеханика. – 2016. – Т. 23. – № 5. – С. 779-787.
69. Патент № 2606300 С1 Российская Федерация, МПК F01N 5/02, H01L 35/30, H01L 35/34. Термоэлектрический генератор в выпускной системе отработавших газов двигателя внутреннего сгорания; № 2015157113; заявл.

30.12.2015; опублик. 10.01.2017 / Г.А. Арутюнян, А.О. Басов, А.С. Осипков [и др.]; заявитель федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования "Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана" (МГТУ им. Н.Э. Баумана).

70. Исаев, С.А. Моделирование смерчевой интенсификации теплообмена при низкоскоростном движении воздуха в прямоугольном канале с лунками. Часть. 2. Результаты параметрических исследований / С.А. Исаев, А.И. Леонтьев, П.А. Баранов // Теплоэнергетика. – 2007. – № 8. – С. 63-70.

71. Федотенков, И.Д. Исследование аэродинамики потока в канале с гантелеобразными лунками / И.Д. Федотенков, А.А. Цынаева // Градостроительство и архитектура. – 2016. – № 1(22). – С. 15-20. – DOI 10.17673/Vestnik.2016.01.3.

72. Тарасевич, С.Э. Теплоотдача и гидравлическое сопротивление труб с оребренными скрученными ленточными вставками / С.Э. Тарасевич, А.Б. Яковлев, А.А. Гиниятуллин // Труды Шестой Российской национальной конференции по теплообмену, Москва, 27–31 октября 2014 года. – Москва: Издательский дом МЭИ, 2014. – С. 1159-1162.

73. Лобанов, И.Е. Анализ зависимости областей превалирования интенсифицированного теплообмена над интенсифицированным гидравлическим сопротивлением от геометрии труб с турбулизаторами и режимов течения теплоносителя / И.Е. Лобанов // Наука, техника и образование. – 2017. – № 11(41). – С. 5-7.

74. Лобанов, И.Е. Структура вихревых зон между периодическими поверхностно расположенными турбулизаторами потока прямоугольного поперечного сечения в каналах перспективного рекуператорного клинкерного холодильника с интенсификацией теплообмена / И.Е. Лобанов // СтройМного. – 2017. – № 3(8). – С. 3.

75. Патент № 2127408 С1 Российская Федерация, МПК F28F 1/44. Теплообменная труба; № 97109569/06; заявл. 10.06.1997; опублик. 10.03.1999 /

Ю.Ф. Гортышов, И.А. Попов, К.Э. Гулицкий; заявитель Казанский государственный технический университет им. А.Н.Туполева.

76. Promvonge, P. Experimental study on heat transfer in square duct with combined twisted-tape and winglet vortex generators / Pongjet Promvonge, Supattarachai Suwannapan, Monsak Pimsarn, Chinaruk Thianpong // International Communications in Heat and Mass Transfer. – Volume 59. – 2014. – Pp. 158-165.

77. Патент № 2736316 С1 Российская Федерация, МПК F28D 9/02, F28F 3/04, H01L 35/00. Пластинчатый теплоэлектротеплообменник; № 2020111172; заявл. 18.03.2020; опубл. 13.11.2020 / В.С. Ежов, А.П. Бурцев; заявитель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования "Юго-Западный государственный университет" (ЮЗГУ).

78. Усачов, А.Е. Вихревая интенсификация теплообмена в канале прямоугольного сечения с помощью вращающегося диска на его стенке / А.Е. Усачов, С.А. Исаев, С.А. Сустин // Тепловые процессы в технике. – 2020. – Т. 12. – № 5. – С. 196-200. – DOI 10.34759/tpt-2020-12-5-196-200.

79. Numerical study of heat transfer in rectangular channels with single pin fin and pin fin-dimple / A.N. Rogalev, N.D. Rogalev, V.O. Kindra, S.K. Osipov, A.S. Zonov // International Scientific and Technical Conference Smart Energy Systems 2019 (SES-2019), E3S Web Conf. – Volume 124. – 2019. – № 01010.

80. Mokhtari Mojtaba, Intensification of Heat Transfer Rate in a Rectangular Channel Equipped with Pins, Using Non-Uniform Magnetic Field / Mokhtari Mojtaba, Hariri Saman // Journal of Nanofluids. – Vol. 8. – № 5. – 2019. – Pp. 1041-1050.

81. Интенсификация конвективного теплообмена воздушного потока в канале / А.Г. Аверкин, А.И. Еремкин, В.В. Салмин, О.В. Тараканов // Региональная архитектура и строительство. – 2014. – № 4. – С. 105-109.

82. Amin Ebrahimi, Numerical study of liquid flow and heat transfer in rectangular microchannel with longitudinal vortex generators / Amin Ebrahimi, Ehsan Roohi, Saeid Kheradmand // Applied Thermal Engineering. – Volume 78. – 2015. – Pp. 576-583.

83. Turbulence and thermo-flow behavior of air in a rectangular channel with partially inclined baffles / J-E. Salhi, S.S. Mousavi Ajarostaghi, T. Zarrouk, M. Saffari Pour, N. Salhi, M. Salhi // *Energy Sci Eng.* – 2022. – Pp. 3540- 3558.

84. Шостаковский, П. Альтернативные источники электрической энергии промышленного применения на основе термоэлектрических генераторов / П. Шостаковский // *Компоненты и технологии.* – 2013. – № 5(142). – С. 133-138.

85. Хабиров, Ф.Ф. Оценка возможности применения термоэлектрического преобразователя пельтье в котельных для нужд АПК / Ф.Ф. Хабиров, В.С. Вохмин, Я.Д. Осипов // *Вестник Алтайского государственного аграрного университета.* – 2021. – № 1(195). – С. 115-121.

86. Хабиров, Ф.Ф. Разработка термоэлектрического генератора для слаботочных систем сельскохозяйственных предприятий / Ф.Ф. Хабиров, В.С. Вохмин // *АПК России.* – 2022. – Т. 29, № 4. – С. 490-499. – DOI 10.55934/2587-8824-2022-29-4-490-499.

87. Зозуля, Н.В. Определение параметров оребрения теплообменной поверхности, обеспечивающих постоянство его температуры / Н.В. Зозуля, В.А. Карху // *Теплофизика и теплотехника.* 1970. Вып. 18. С. 57-61.

88. Дахин, С.В. К определению параметров оребрения при термостатировании поверхности теплообмена в условиях конвективной теплоотдачи / С.В. Дахин // *Вестник Воронежского государственного технического университета.* – 2018. – Т. 14, № 6. – С. 87-91.

89. Pathak, K.K. A numerical study of natural convective heat transfer from a shrouded vertical variable height non-isothermal fin array / K.K. Pathak, A. Giri, P. Lingfa // *Applied Thermal Engineering.* – 2018. – Т. 130. – С. 1310-1318.

90. Al-Sarkhi, A. Comparison between variable and constant height shrouded fin array subjected to forced convection heat transfer / A. Al-Sarkhi // *International communications in heat and mass transfer.* – 2005. – Т. 32. – №. 3-4. – С. 548-556.

91. Huang, X. Performance analysis and design optimization of heat pipe sink with a variable height fin array under natural convection / Xiaoming Huang, Chunyu

Shi, Junhe Zhou, Xiaojian Lu, Guoliang Xu // *Applied Thermal Engineering*. – 2019. – Т. 159. – С. 113939.

92. Morega, M. Plate fins with variable thickness and height for air-cooled electronic modules / Mihaela Morega, Adrian Bejan // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – Vol. 37, Sup. 1. – 1994. – Pp. 433-445. – doi.org/10.1016/0017-9310(94)90043-4.

93. Золотоносов, А.Я. Математическая модель теплопроводности в длинном ребре переменной высоты с учетом изменения условий теплообмена / А.Я. Золотоносов, Я.Д. Золотоносов, Т.В. Белавина // *Известия КазГАСУ*. – 2009. – №2 (12). – С. 190-196.

94. Создание экспериментальной электрогенерирующей установки с применением вихревого эффекта Ранка-Хилша / Д.А. Базыкин, В.А. Ильичев, В.В. Курасов, А.В. Бараков // *Физико-технические проблемы энергетики, экологии и энергоресурсосбережения: труды 24-й научно-технической конференции, Воронеж, 16 июня 2022 года*. – Воронеж: Воронежский государственный технический университет, 2022. – С. 3-10.

95. Duarte, D.J. Vortex Tube Cooling System: дис. – WORCESTER POLYTECHNIC INSTITUTE, 2017.

96. Chatterjee, M. 1-D model for mass transfer calculation in vortex tube using heat and mass transfer analogy / M. Chatterjee, S. Mukhopadhyay, P.K. Vijayan // *American Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2017. – Vol. 4. – №. 1. – Pp. 1-24.

97. Rafiee, S.E. Three-dimensional computational prediction of vortex separation phenomenon inside the Ranque-Hilsch vortex tube / S.E. Rafiee, M.B.M. Sadeghiazad // *Aviation*. – 2016. – Vol. 20. – №. 1. – Pp. 21-31.

98. Sreenivasa Kumar Reddy B. Air cooling in automobiles using vortex tube refrigeration system / B. Sreenivasa Kumar Reddy, K. Govindarajulu // *Applied Mechanics and Materials*. – Trans Tech Publications Ltd, 2014. – Vol. 592. – Pp. 1408-1412.

99. Коновалов, В.И. Разработка расчета вихревых труб Ранка-Хилша / В.И. Коновалов, А.Ю. Орлов, К.Т. Кудра // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2012. – Т. 18. – № 1. – С. 74-107.

100. Орлов, А.Ю. Влияние конструктивных особенностей вихревых труб на параметры процесса термосепарации / А.Ю. Орлов, Н.В. Орлова, М.В. Савушкин // Вестник Тамбовского государственного технического университета. – 2013. – Т. 19. – № 3. – С. 619-624.

101. Павлов, К.Ф. Примеры и задачи по курсу процессов и аппаратов химической технологии. Учебное пособие для вузов / К.Ф. Павлов, А.А. Носков, П.Г. Романков, под ред. чл.-корр. АН СССР П.Г. Романкова. – 10-е изд., перераб. и доп. – Л.: Химия, 1987. – 576 с., ил.

102. Бухмиров, В.В. Тепломассообмен: Учеб. пособие / ФГБОУ ВО Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина. – Иваново, 2014. – 360 с.

103. Исаченко, В.П. Теплопередача / В.П. Исаченко, В.А. Осипова, А.С. Сукомел. – Учебник для вузов, Изд. 3-е, перераб. и доп. – М.: «Энергия», 1975. – 488 с.

104. Колесниченко, В.И. Введение в механику несжимаемой жидкости : учеб. пособие / В.И. Колесниченко, А.Н. Шарифулин. – Пермь : Изд-во Перм. нац. исслед. политехн. ун-та, 2019. – 127 с.

105. Елисов, Н. А. Влияние моделей турбулентности на расчётные значения несущих свойств летательного аппарата / Н. А. Елисов, С. А. Ишков, В. Г. Шахов // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. – 2017. – Т. 16, № 3. – С. 39-46. – DOI 10.18287/2541-7533-2017-16-3-39-46.

106. Wilcox, D.C. Turbulence modeling for CFD / D.C. Wilcox // DWS Industries Inc. – 1998. – 540 p.

107. Menter, F.R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications / F.R. Menter // AIAA Journal. – 1994. – 32(8). – 1598–1605.

108. Численное моделирование интенсификации теплообмена в каналах термоэлектрической генераторной установки / Д.А. Базыкин, В.А. Ильичев, Е.А. Орехов, А.В. Бараков // Энергетические системы. – 2022. – № 3. – С. 8-16. – DOI 10.34031/ES.2022.3.001.

109. Кольцов, А.Ю. Применение метода статистической адаптации расчетной сетки при решении уравнений математической физики методом конечных разностей / А.Ю. Кольцов // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. – 2015. – № 5-2(313). – С. 180-185.

110. Пантелеева, Л.Р. Метод конечных элементов расчета гидродинамики во вращающемся волнистом канале / Л.Р. Пантелеева // Вестник ТИСБИ. – 2012. – № 1. – С. 212-215.

111. Климова, А.А. Методика формирования рациональной расчетной сетки при вычислениях, основанных на методе конечного объема / А.А. Климова, В.В. Вожаев // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 2021. – № 2. – С. 42-49. – DOI 10.52261/02346206\_2021\_2\_42.

112. Базыкин, Д.А. Разработка автономного источника электропитания с применением вихревого эффекта Ранка-Хилша / Д.А. Базыкин, В.А. Ильичев // Энергетические системы. – 2023. – № 2. – С. 35-43. – DOI 10.34031/es.2023.2.004.

113. Базыкин, Д.А. Результаты экспериментальных исследований термического разделения потоков в противоточной вихревой трубе / Д.А. Базыкин, В.А. Ильичев, А.В. Бараков // Технологический суверенитет и цифровая трансформация: Международная научно-техническая конференция – Казань: Казанский государственный энергетический университет, 2024. – С. 36-39.

114. Базыкин, Д.А. Воздействие термостатирования стенок каналов на эффективность выработки электроэнергии термоэлектрической генераторной установкой / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин, А.В. Бараков // Актуальные проблемы строительства, ЖКХ и техносферной безопасности: Материалы XI Всероссийской (с международным участием) научно-технической конференции молодых исследователей – Волгоград: Волгоградский государственный технический университет, 2024. – С. 303-305.



115. Базыкин, Д.А. Моделирование и анализ распределения температуры стенки канала при ее оребрении продольными ребрами фиксированной и переменной высоты / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин // Энергетические системы. – 2024. – № 2. – С. 35-43. – DOI 10.34031/es.2024.2.003.

116. Базыкин, Д.А. Обработка результатов экспериментальных исследований термостатирования стенок плоских каналов за счет оребрения переменной высоты / Д.А. Базыкин, С.В. Дахин // Прикладные задачи энергетики, электротехники и автоматики: Труды Всероссийской научно-технической конференции студентов, аспирантов и молодых ученых, Воронеж, 12–13 ноября 2024 года. – Воронеж: Воронежский государственный технический университет, 2024. – С. 163-167.

**ПРИЛОЖЕНИЕ****Акт о внедрении**

**ФИНАНСОВО-ПРОМЫШЛЕННАЯ КОМПАНИЯ  
КОСМОС-НЕФТЬ-ГАЗ**



**Общество с ограниченной ответственностью  
Финансово-промышленная компания  
«Космос-Нефть-Газ»  
(ООО ФПК «Космос-Нефть-Газ»)**

9 Января ул., д. 180, лит. 16 А, оф. 415, Воронеж, 394019  
Тел.: (473) 247-91-00; факс: (473) 247-91-07  
e-mail: office@kng.vrn.ru  
http://www.kng.ru  
ОКПО 35844355, ОГРН 1023601541920  
ИНН/КПП 3663019523/366201001

УТВЕРЖДАЮ

Генеральный директор  
ООО ФПК «Космос-Нефть-Газ»



\_\_\_\_\_ А.П. Шевцов

\_\_\_\_\_ 02 \_\_\_\_\_ 2025 г.

**Акт**

о внедрении результатов диссертационного исследования  
Базыкина Дениса Александровича

Настоящим Актом подтверждается, что результаты диссертационного исследования Базыкина Дениса Александровича на тему: «Интенсификация теплопередачи для повышения эффективности термоэлектрических генераторных модулей» являются актуальными, представляют практический интерес при проектировании и изготовлении автономных источников электропитания, были использованы ООО ФПК «Космос-Нефть-Газ» при проведении НИОКР, заключающейся в разработке и последующей модернизации термоэлектрической генераторной установки, принцип действия которой основан на совместном использовании вихревого эффекта Ранка-Хилша и термоэлектрического эффекта Зеебека.

Указанный принцип базируется на возможности генерации электрической энергии за счёт использования энергии газообразного потока. Установка изготовлена с целью применения на объектах газодобывающей и газоперерабатывающей отраслей промышленности, где в технологическом процессе существует необходимость снижения давления газообразной среды, например, в составе установок комплексной подготовки газа, в узле редуцирования, на газораспределительных станциях и пунктах для понижения давления до потребительского уровня, в составе вихревых установок для подогрева природного газа и т.д.

Модернизация конструкции каналов термоэлектрической генераторной установки путём применения оребрения переменной высоты способствует выравниванию температурного поля стенок каналов, а также повышению производительности указанного автономного источника электропитания.

Заместитель генерального директора  
по науке и инновациям, д.х.н., профессор

В.Ю. Хохлов