

САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ УНИВЕРСИТЕТ

На правах рукописи

**Газарян Альберт Владимирович**

**ЧИСЛЕННЫЕ И ФИЗИЧЕСКИЕ ПРОБЛЕМЫ  
РАЗРАБОТКИ ОДНОФАЗНЫХ  
ЭЛЕКТРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ СИСТЕМ ТЕПЛОТВОДА**

Научная специальность 1.3.13. Электрофизика, электрофизические установки

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата физико-математических наук

Научный руководитель:  
Ph.D. СПбГУ  
Чирков Владимир Александрович

Санкт-Петербург  
2023

## ОГЛАВЛЕНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ.....</b>	<b>4</b>
<b>1. Обзор литературы .....</b>	<b>13</b>
1.1. Механизмы зарядообразования .....	13
1.2. Исследования ЭГД-теплообменников .....	17
1.3. Исследования ЭГД-насосов .....	24
<b>2. Методы исследования ЭГД-систем теплоотвода .....</b>	<b>27</b>
2.1. Математическое описание ЭГД-течений.....	27
2.2. Методики компьютерного моделирования .....	30
2.2.1. Методы конечных элементов.....	30
2.2.2. Используемые компьютерные модели.....	30
2.3. Экспериментальные методы исследования.....	38
2.3.1. Измерение токовых характеристик .....	38
2.3.2. PIV метод — оптический метод измерения полей скорости .....	41
2.3.3. Используемые экспериментальные кюветы и установки .....	42
2.3.4. Рабочие жидкости .....	53
<b>3. Экспериментальное и численное исследование поверхностного зарядообразования.....</b>	<b>56</b>
3.1. Методика подбора функции инжекции .....	56
3.2. Исследование функции инжекции в системе со сменными электродами «плоскость – шесть проволок – плоскость».....	62
3.3. Исследование температурной зависимости функции инжекции .....	67
Выводы по данной главе .....	73
<b>4. Методика моделирования проточного ЭГД-теплообменника .....</b>	<b>74</b>
4.1. Методика упрощенного моделирования проточных ЭГД-теплообменников .....	74
4.2. Апробация обобщенной методики проектирования ЭГД-теплообменника .....	80
Выводы по данной главе .....	83
<b>5. ЭГД-насос.....</b>	<b>84</b>
5.1. Подбор рабочей жидкости .....	84
5.2. Выбор конфигурации электродов ЭГД-насоса .....	87
5.3. Исследование ЭГД-насоса «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры».....	92
5.3.1. Численное исследование ЭГД-насоса .....	92
5.3.2. Экспериментальные и расчетные токовые характеристики .....	97
5.3.3. Сравнение экспериментальных и расчетных $Q-P$ характеристик .....	99
5.4. Корректировка значения коэффициента рекомбинации в компьютерной модели ЭГД-насоса на эффекте Вина .....	102
5.4.1. Экспериментальные и расчетные токовые характеристики в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость».....	103
5.4.2. Расчет характеристик ЭГД-насоса со скорректированными параметрами компьютерной модели .....	105
5.5. Демонстрация масштабируемости и производительности ЭГД-насоса.....	107
5.5.1. Сравнение экспериментальных токовых и механических характеристик для ЭГД-насоса с одним и девятью отверстиями .....	108
5.5.2. Сравнение характеристик спроектированного насоса с аналогами.....	113

Выводы по данной главе .....	118
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>120</b>
<b>БЛАГОДАРНОСТИ.....</b>	<b>122</b>
<b>НОМЕНКЛАТУРА .....</b>	<b>123</b>
<b>СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ .....</b>	<b>126</b>

## ВВЕДЕНИЕ

Электрогидродинамические (ЭГД) течения представляют собой движение газа или слабопроводящей жидкости под воздействием электрического поля [1]. Это явление было впервые обнаружено Фарадеем еще в 1838 году [2], однако на протяжении долгого времени оно оставалось малоизученным. Гемант [3] был первым, кто выдвинул гипотезу наличия объемного заряда и возникновения из-за него движения жидкости между двумя плоскопараллельными пластинами, хотя и он приводил только экспериментальные данные без пояснения физики данного процесса.

Только в 1954 году Остроумов [4] предложил математическую модель, связав уравнения токопрохождения (Нернста-Планка) и гидродинамики (Навье-Стокса) воедино. Он подтвердил огромное влияние силы Кулона и пришел к заключению, что диэлектрическая жидкость под воздействием электрического поля не может быть неподвижна. Все основные исследования Г. А. Остроумова в области электрогидродинамики обобщены в его монографии [5]. В дальнейшем развитие электрогидродинамики многократно ускорилось. Научные группы по всему миру стали заниматься проведением экспериментальных исследований и компьютерных расчетов течений, вызванных приложенным электрическим напряжением. Но до сих пор в электрогидродинамике есть ряд вопросов, требующих детального изучения.

Для возникновения течений в жидкости должен присутствовать нескомпенсированный электрический заряд. На данный момент в научном сообществе принято рассматривать два основных механизма зарядообразования: диссоциационный и инжекционный. Первый механизм зарядообразования является поверхностным и связан с образованием ионов в окрестности электрода в результате перехода электрона из металла на молекулу примеси, растворенную в жидкости (либо в обратную сторону — с молекулы примеси на металл). При этом в окрестности электрода образуется объемный электрический заряд того же знака, что и электрод. Математическое описание данного механизма определяется так называемой функцией инжекции, для которой на сегодняшний день нет единого аналитического описания, хотя существует целый ряд физико-химических схем, на основе каждой из которых предложены свои расчетные формулы инжекционных процессов [6, 7].

Второй механизм связан с разделением ионных пар в объеме жидкости на отдельные ионы. Для диссоциационного механизма зарядообразования характерно формирование слоев противоположного знака по сравнению с электродом (так называемые слои гетерозаряда), возникающие в результате диссоциационно-рекомбинационных процессов. В свою очередь, вторым проявлением диссоциации можно считать диссоциацию, усиленную электрическим

полем (эффект Онзагера или эффект Вина) [8]. Этот эффект заключается в увеличении интенсивности диссоциации под воздействием сильного электрического поля. Как диссоциация, так и эффект Онзагера имеют детальное теоретическое описание, которое хорошо согласуется с экспериментальными данными [9].

Преобладание того или иного механизма зарядообразования в значительной степени определяется материалом электрода и низковольтной электрической проводимостью жидкости. В случае жидкостей с проводимостью ниже  $10^{-9}$  См/м, инжекционный механизм зарядообразования играет ключевую роль. Однако в относительно более проводящих жидкостях диссоциация и эффект Вина оказывают основное влияние на высоковольтные процессы [10].

За последние двадцать лет электрогидродинамика превратилась из исключительно академической дисциплины в прикладную область. Благодаря отсутствию механических частей, ЭГД-устройства обладают рядом преимуществ перед классическими косвенными аналогами и находят широкое применение в различных инженерных областях. Среди основных направлений можно выделить такие, как прокачка слабопроводящих жидкостей на мезо- и микроуровнях [11–14], электрораспыление [15, 16], электрокоалесценция [17, 18], мягкая робототехника [19–23] и, конечно же, интенсификация теплообмена [24–28]. Последнее направление выглядит особенно перспективным, что способствует непрерывному росту исследовательских и изобретательских работ в этой области.

Жидкостные системы теплоотвода делятся на две группы: однофазные и двухфазные. Устройства первого типа работают на основе конвективной теплопередачи от горячей поверхности к прилегающему слою рабочей жидкости и далее к охладителю. В то же время, двухфазные устройства обеспечивают теплоотвод благодаря фазовому переходу жидкости и энергии, поглощаемой в процессе этого перехода [24, 26, 27]. В данной работе основное внимание уделено однофазным электрогидродинамическим системам теплоотвода, хотя второй тип также представляет большой интерес и требует отдельных исследований.

В любой однофазной системе теплоотвода можно выделить два основных элемента: теплообменник, который отвечает за передачу тепла от охлаждаемого элемента к теплоносителю, и насос, обеспечивающий циркуляцию жидкости в замкнутом контуре системы охлаждения. Следует отметить, что рассеиватель тепла (холодильник) не рассматривается как элемент системы теплоотвода, так как его конструкция и принципы проектирования аналогичны теплообменнику, но полностью зависят от среды, в которую рассеивается тепло (например, радиаторы с вентиляторами используются для рассеивания тепла в атмосферу). На сегодняшний день проектирование высокоэффективных элементов ЭГД-системы теплоотвода представляет собой сложную задачу из-за ее наукоемкости и нетривиальности протекающих явлений. Только немногие физические величины могут быть экспериментально измерены, что требует

фундаментального понимания физики процессов и проведения компьютерного моделирования. Однако численная оценка характеристик ЭГД-системы теплоотвода является сложной задачей, включающей ряд теоретических и практических проблем.

**Актуальность** данного диссертационного исследования, помимо вышеуказанных причин, подтверждается растущим интересом к ЭГД-системам теплоотвода со стороны правительственных космических агентств, таких как Европейское космическое агентство (ESA) [29] и Национальное управление по авиации и исследованию космического пространства (NASA) [30]. В свою очередь, они уже активно изучают электрогидродинамические насосы и системы охлаждения на Международной космической станции [31, 32]. Кроме того, актуальность исследования подчеркивается важностью разработки новых методик моделирования ЭГД-систем теплоотвода.

Современные методы моделирования в значительной степени способствуют оптимизации процессов и повышению эффективности ЭГД-систем теплоотвода. Благодаря компьютерному моделированию и анализу, возможно спрогнозировать поведение системы и определить оптимальные параметры для ее работы в различных условиях. Это, в свою очередь, позволяет снизить затраты на производство и эксплуатацию, а также улучшить надежность и долговечность системы. В свете развития космической отрасли и стремительного роста технологического прогресса, создание эффективных методик моделирования ЭГД-систем теплоотвода становится все более важным, что делает данное исследование актуальным и перспективным.

**Основная проблема** данной кандидатской диссертации заключается в практическом отсутствии реально используемых ЭГД-систем теплоотвода и сложности их развития.

**Первая подпроблема** связана с отсутствием аналитического представления или единой экспериментальной методики для оценки функции инжекции, что ограничивает возможность численного проектирования инжекционных устройств. Механизм зарядообразования существенно влияет на характеристики ЭГД-устройств. Инжекция имеет ряд преимуществ перед диссоциационным механизмом зарядообразования, включая высокую интенсивность и эффективность ЭГД-течений. Важно иметь возможность проектировать ЭГД-устройства в широком диапазоне проводимостей рабочих жидкостей (с разным вкладом диссоциации и инжекции). В третьей главе представлена экспериментально-численная методика оценки вида функции инжекции, а также исследовано влияние температуры и конфигурации электродов на эту функцию. Это имеет большую практическую значимость при проектировании ЭГД-теплообменников.

**Вторая подпроблема** имеет практический характер и заключается в высокой ресурсоемкости при моделировании ЭГД-теплообменника. Взаимодействие двух типов течений — прокачка в замкнутом контуре и электроконвективное перемешивание — усложняет систему и требует 3D компьютерных расчетов, что накладывает большие требования на время расчета и требуемую оперативную память. В четвертой главе предложена проточная конфигурация электродов, в которой возникают стационарные течения. Для этой системы разработана методика упрощенного моделирования, основанная на замене переменной продольной координаты  $z$  в 3D стационарной постановке на переменную времени  $t$  в 2D переходной модели. Глава содержит численную и экспериментальную верификацию данного математического упрощения.

**Третья подпроблема** связана с отсутствием высокопроизводительных и легко масштабируемых ЭГД-насосов, для которых компьютерная модель обеспечивала бы хорошее соответствие с экспериментальными данными. В настоящее время наиболее распространенными конфигурациями электродов в насосах являются системы с острыми эмиттерами: игла – кольцо, «лезвие – две параллельные плоскости», провод – провод и т.д. Несмотря на видимую простоту таких конструкций, процесс изготовления модульных ЭГД-насосов (систем с несколькими парами электродов, расположенными последовательно или параллельно) значительно усложняется. В пятой главе представлена и изучена конфигурация электродов, которая позволяет достигать высоких значений характеристик расхода и давления, а также обеспечивает технологическую простоту реализации.

**Целью** данной диссертационной работы является решение численных и физических проблем, связанных с разработкой однофазных электрогидродинамических систем теплоотвода, а также систематизация экспериментальных и численных принципов создания таких систем. Работа включает описание и реализацию методики подбора функции инъекции и разработку методик численного расчёта характеристик предложенных конфигураций ЭГД-теплообменников и ЭГД-насосов.

#### **Задачи исследования:**

1. Разработать экспериментальный макет для реализации и верификации методики подбора функции инъекции.
2. Исследовать зависимость функции инъекции от партии металла. Разработать экспериментальный макет со сменными электродами для исследования функции инъекции для разных конфигураций и материалов электродов.
3. Верифицировать численно и экспериментально принцип упрощенного проектирования ЭГД-теплообменника.

4. Разработать и спроектировать конфигурацию электродов для высокопроизводительного и легко масштабируемого ЭГД-насоса.

**Положения, выносимые на защиту:**

1. Методика математического описания поверхностного зарядообразования посредством сопоставления численных и экспериментальных вольт-амперных характеристик представляет реалистичный способ количественного определения функции инжекции.
  - Для стальных электродов и рабочих жидкостей ПДМС-5 и трансформаторного масла в диапазоне температур от 20 до 60 °С выявлена слабая зависимость функции инжекции от температуры.
  - Определять функцию инжекции необходимо для каждой отдельной партии пары металл-жидкость. Функция инжекции для «одного и того же» металла может отличаться.
2. Предложенная «проточная» конфигурация электродов и упрощенный способ моделирования в 2D переходной постановке позволяют количественно оценивать характеристики реалистичных конфигураций ЭГД-теплообменников.
3. ЭГД-насос с конфигурацией электродов фольгированный диэлектрический барьер с отверстием позволяет достигать целевых характеристик для жидкостных систем охлаждения: расход порядка миллилитров в секунду и давление порядка килопаскалей.
  - Предложенная конфигурация электродов может использоваться в модульном ЭГД-насосе. Масштабирование характеристик возможно за счет изменения параллельного или последовательного числа сегментов.

**Научная новизна:**

1. Предложен подход к решению проблемы количественного проектирования инжекционных ЭГД-устройств.
2. Впервые проведено систематическое исследование функции инжекции, ее зависимости от температуры и чувствительности к изменению электродов.
3. Разработана упрощенная методика проектирования проточного ЭГД-теплообменника в 2D постановке.
4. Предложена новая конфигурация ЭГД-насоса, обеспечивающая целевые характеристики в рамках ЭГД-системы теплоотвода.

**Практическая значимость** исследования заключается в анализе зависимости функции инжекции от температуры и чувствительности к изменению материала электродов. Кроме того,



предложенные конфигурации ЭГД-теплообменника и ЭГД-насоса, а также принципы их проектирования, позволяют численно оценивать характеристики ЭГД-системы теплоотвода.

**Теоретическая значимость** исследования заключается в получении конкретных примеров реальных функциональных зависимостей для функции инъекции и порогов ее возникновения. Основываясь на этих данных, можно улучшить существующие теоретические представления о поверхностном зарядообразовании.

#### **Обоснование достоверности результатов:**

- Использование профессионального поверенного высокоточного оборудования, включая систему лазерной анемометрии, высокочувствительный пикоамперметр и быстродействующие аналого-цифровые преобразователи.
- Применение общепринятого коммерческого программного обеспечения для численного моделирования.
- Высокое качество конечно-элементной сетки и проверка закона сохранения заряда.
- Многократная проверка воспроизводимости экспериментальных характеристик.
- Сопоставление результатов эксперимента и численного моделирования.

#### **Апробация результатов:**

- 7 устных и 2 стендовых доклада на международных научных конференциях (Россия, США, Франция, Канада, Япония)
- 5 статей в рецензируемых журналах и сборниках, индексируемых в реферативных базах Web of Science или Scopus
- 4 статьи в неиндексируемых сборниках трудов конференций

#### **Доклады автора на конференциях:**

1. Объединенная конференция по электростатике (2016 EJS), Уэст-Лафайетт (США), 13 – 16 июня 2016 — устный доклад «A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Current Density on Electric Field Strength».
2. I Международный семинар по электрогидродинамике (IWEHD 2016), Пуатье (Франция), 1 – 2 сентября 2016 — устный доклад «A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Current Density on Electric Field Strength».
3. X Международный симпозиум по электрогидродинамике (ISEHD 2017), Оттава (Канада), 19 – 22 июня 2017 — стендовый доклад «Numerical Estimation of the Performance of a Flow-type Electrohydrodynamic Heat Exchanger».

4. XIX Международная конференция по жидким диэлектрикам (ICDL 2017), Манчестер (Великобритания), 25 – 29 июня 2017 — устный доклад «Effect of Temperature on Electroconvection and High-voltage Current Passage in Entirely Heated Liquid».
5. Объединенная конференция по электростатике (2018 EJC), Бостон (США), 18 – 20 июня 2016 — устный доклад «Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer».
6. XI Международный симпозиум по электрогидродинамике (ISEHD 2019), Санкт-Петербург (Россия), 18 – 22 июня 2019 — устный доклад «Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer».
7. XLIX Международная конференция Современные проблемы механики (APM 2021), Санкт-Петербург (Россия), 21 – 25 июня 2021 — устный доклад «Numerical and Experimental Investigation of Electrohydrodynamic Flow Current Characteristics for Different Electrode Configurations».
8. XXI Международная конференция по жидким диэлектрикам (ICDL 2022), Севилья (Испания), 22 июня – 2 июля 2022 — постерный доклад «Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material» (представлялся соавтором).
9. XII Международный симпозиум по электрогидродинамике (ISEHD 2022), Отару (Япония), 28 августа – 2 сентября 2022 — устный доклад «Experimental and Numerical Investigation of Holed Metal-Clad Dielectric Barrier Electrohydrodynamic Pump».

**Список публикаций по теме исследования в рецензируемых журналах и сборниках, индексируемых в реферативных базах Web of Science или Scopus:**

1. Gazaryan, A. V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A. V. Gazaryan, A. A. Sitnikov, V. A. Chirkov, Y.K. Stishkov // IEEE Trans. Ind. Appl. — 2017. — Vol. 53, No. 4. — P. 3977–3981.
2. Gazaryan, A. V. Effect of temperature on electroconvection and high-voltage current passage in entirely heated dielectric liquid / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // 2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). — Jun. 2017. — No. 15. — P. 1–5.
3. Gazaryan, A. V. Numerical estimation of the performance of a flow-type electrohydrodynamic heat exchanger with the streamlined electrode configuration / A.V. Gazaryan, V. A. Chirkov // J. Electrostat. — 2019. — Vol. 97, No. July 2018. — P. 31–36.

4. Gazaryan, A. V. Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov // 2022 IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). — 2022. — P. 1–4.
5. Gazaryan, A. V. Simple in fabrication and high-performance electrohydrodynamic pump / A. V. Gazaryan, S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov // Phys. Fluids. — 2022. — Vol. 34, No. 12. — P. 123604.

**Список публикаций в сборниках трудов, неиндексируемых Web of Science или Scopus:**

1. Gazaryan, A.V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A.V. Gazaryan, A.A. Sitnikov, V.A. Chirkov, Y.K. Stishkov // Proc. 2016 Electrostat. Jt. Conf. – 2016. – P. 1–5.
2. Gazaryan, A.V. Numerical Estimation of the Performance of a Flow-type Electrohydrodynamic Heat Exchanger / A.V. Gazaryan, V.A. Chirkov, Y.K. Stishkov // Proceedings of the International Symposium on Electrohydrodynamics, ISEHD 2017. – 2017. – P. 1–4.
3. Gazaryan, A.V. Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer / A.V. Gazaryan, V.A. Chirkov, S.A. Vasilkov // Proc. 2018 Electrostat. Jt. Conf. – 2018. – P. 1–7.
4. Gazaryan, A.V. Experimental and Numerical Investigation of Holed Metal-Clad Dielectric Barrier Electrohydrodynamic Pump / A.V. Gazaryan, S.A. Vasilkov, V.A. Chirkov // Proceeding ISNTP-12 ISEHD 2022. – 2022. – P. 1–7.

Соавторами публикаций являются доктор физико-математических наук Стишков Ю. К., Ph.D. СПбГУ (физика) Чирков В. А., кандидат физико-математических наук Ситников А. А. и кандидат физико-математических наук Васильков С. А.

Чирков В. А. является научным руководителем соискателя, с ним велось активное обсуждение задач и результатов по экспериментальному и численному исследованию, описание полученных данных и оформление их в виде научных статей или докладов. Совместно с Чирковым была предложена и реализована упрощенная методика моделирования проточных электрогидродинамических теплообменников (глава 4).

Идея и первичные реализации методики восстановления функции инъекции принадлежат Чиркову В. А. и Ситникову А. А. Совместно с Ситниковым были получены экспериментальные токовые характеристики и поля скорости в системе лезвие – плоскость из параграфа 3.1. Кроме того, на основе идеи Ситникова по исследованию электрогидродинамических течений в системе

со сменными электродами-проводами, была доработана экспериментальная ячейка «плоскость – шесть проводов – плоскость» из параграфа 3.2.

Васильков С. А. активно участвовал в сборке макета и проведении эксперимента по исследованию характеристик электрогидродинамической системы теплоотвода (параграф 4.2). Также совместно с Васильковым была разработана и экспериментально исследована концепция электродов для электрогидродинамического насоса из главы 5.

## 1. Обзор литературы

В данном обзоре литературы дается картина развития исследований электрогидродинамических явлений как таковых, так и в контексте систем теплоотвода. Сперва рассматриваются механизмы образования электрического заряда и ЭГД-течений соответствующих типов. Далее проводится обзор работ, посвященных экспериментальному и численному исследованию ЭГД-теплообменников. После чего анализируются научные труды по исследованию различных конструкций и характеристик ЭГД-насосов. В конце раздела обосновывается актуальность работы, поставленной цели и задач исследования.

### 1.1. Механизмы зарядообразования

Вопрос проводимости жидких диэлектриков в сильных электрических полях (в электрических полях  $\sim 10$  кВ/см) и причин возникновения электрогидродинамических течений активно исследовался во второй половине XX века. Выделялись пять основных гипотез повышения проводимости и зарядообразования [33–38]: ударная ионизация и лавинообразование (по аналогии с высоковольтными процессами в газах), повышение подвижности ионов за счет электрического поля, усиление диссоциации под действием электрического поля (что обычно называется эффектом Онзагера или одним из эффектов Вина), холодная эмиссия электронов с катода, а также электрохимические процессы окисления и восстановления адсорбированных нейтральной частиц на поверхности электродов. В силу относительной малости электрических полей (до  $10^9$  В/м), а также сопоставимости длины свободного пробега в жидкостях с размерами молекул гипотезы об ударной ионизации и холодной эмиссии электронов были отброшены. В свою очередь, гипотеза о повышении подвижности молекул в электрическом поле не может объяснить стремительный рост тока на вольт-амперных характеристиках без повышения объемного заряда, так как само по себе не приводит к увеличению роста переносчиков заряда.

Сейчас принято рассматривать два основных процесса зарядообразования, которые и приводят к возникновению ЭГД-течений. Это диссоциация ионных пар в объеме жидкости [6, 39, 40] и инжекция ионов с поверхности электродов [41, 42]. Именно эти два основных механизма и учитываются при численном проектировании ЭГД-устройств. Данное понимание электрофизических процессов позволило в компьютерных моделях качественно восстанавливать структуру ЭГД-течения, что и было реализовано в ряде работ [43–47]. Однако это не позволяло создаваемым компьютерным моделям получать количественное соответствие с экспериментальными данными в случае совместного или исключительно инжекционного

зарядообразования. В первую очередь, это было связано с отсутствием аналитического представления функции инжекции.

Термин «инжекция» включает в себя ряд процессов, происходящих на границе электрод/жидкость, приводящих к возникновению свободных ионов. На интенсивность зарядообразования оказывают влияние множество факторов, таких как состав рабочей жидкости, используемая присадка и ее концентрация, материал электрода и его шероховатость. В работах [33, 37, 43, 48, 49] отражены попытки теоретического физико-химического описания функции поверхностного зарядообразования. Основные из них сводятся к электрохимическому описанию и расчетам, связанным с преодолением ионами, адсорбированными на поверхности металла, сил изображения. В обзорных работах [6, 7] представлен широкий спектр ранее полученных аналитических представлений функций инжекции, из чего видно сильное отличие всех теоретических моделей. Таким образом, отсутствие общепринятого верифицированного аналитического описания функции инжекции требует использования комплексного подхода, который заключается в подборе функции поверхностного зарядообразования на основе совместного эксперимента и расчёта. Данный подход подбора неизвестных электрофизических параметров модели (пороговая напряженность и функция инжекции, и подвижности ионов) по экспериментально измеренным полям скорости применялся рядом научных групп [45, 47, 50], однако, он не обладает предсказательной способностью, так как не проводится верификация подобранных параметров по дополнительным данным. Более того, проведение экспериментальных исследований, например, на основе метода визуализирующих частиц, требует специального дорогостоящего оборудования и обладает высокой трудоемкостью. В связи с этим, необходим альтернативный метод подбора функции инжекции и ее верификации, который рассматривается в параграфе 3.1.

В контексте электрогидродинамических систем теплоотвода становится актуальным вопрос зависимости функции инжекции от температуры. В фундаментальной работе [51] экспериментально исследуется теоретическая зависимость инжекционного зарядообразования и подвижности ионов от температуры (в пределах от 20 до 80 °C) в плоскопараллельной ячейке (электроды из нержавеющей стали, межэлектродный промежуток (МЭП) 1 мм). В качестве рабочей жидкости и примеси используется декан (*n*-decane,  $\sigma_0 = 1.5 \cdot 10^{-12}$  См/м) и пикрат аммония (triisomylammonium picrate, ТИАРi). Была получена независимость произведения подвижности *b* и вязкости  $\eta$  от температур ( $\eta \cdot b = const$ ), что согласуется с законом Стокса [52]. Также сделан вывод об увеличении инжекционного зарядообразования с ростом температуры. В свою очередь в более поздней работе [53] численная и экспериментально исследовалась зависимость характеристик ЭГД-насоса пластина-щель (нержавеющая сталь) от температуры (в пределах от 3 до 45 °C). В качестве рабочей жидкости использовалась коммерческая жидкость Novac 7100

( $\sigma_0 = 5 \cdot 10^{-10}$  См/м) с примесью Vertrel XF (2,3-dihydrodecafluoropentane). Рассматриваемая функция инъекции имела простейший линейный вид зависимости от напряженности электрического поля  $\rho_{inj} = A_1 \cdot (E - E_{st})$ , где  $A_1$  — коэффициент, подбираемый по сопоставлению рассчитанного и измеренного давлений, а  $E_{th}$  - порог возникновения инъекции. Из полученных результатов делается противоположный вывод об уменьшении статического давления, генерируемого насосом, и, соответственно, ослаблению инъекции с температурой. На основе результатов из обеих работ напрашивается вывод о зависимости инъекционного зарядообразования от состава рабочей жидкости и примеси. Стоит отметить, что в данных работах все еще остается открытым вопрос самого вида функции инъекции, так как к моменту их написания все еще не предложено верифицированной методики ее подбора. Поэтому вопрос зависимости функции инъекции от температуры остается открытым и по сей день и обсуждается в параграфе 3.3.

В ЭГД-системе теплоотвода присутствуют, как минимум, два ЭГД-устройства — ЭГД-теплообменник и ЭГД-насос. Для каждого из них отдельно необходимо проводить проектирование и оптимизацию формы электродов. От материала электродов и их конфигурации очень сильно зависят получаемые ЭГД-течения. В работе [54] исследовалась зависимость инъекции зарядов в плоскопараллельной ячейке в очищенной воде ( $\sigma_0 \sim 10^{-6}$  См/м) от материала электрода (медь, алюминий, нержавеющая сталь и латунь). Так как использовалось импульсное напряжение с периодом роста 40 мкс, очищенную воду можно рассматривать как диэлектрик. Отмечается сильная зависимость полярности и количества инжектированного заряда от материала электрода. В свою очередь, в работах [55, 56] рассматривались разные конфигурации электродов и их влияние на токопрохождение в системе. Так, в более заостренных системах и токопрохождение было интенсивнее, что, очевидно, связано с большими значениями напряженности электрического поля. На сегодняшний день нет работ, исследующих функцию инъекции в разных системах из одного и того же материала электрода, но разной формы. Трудность проведения исследования заключается в проектировании экспериментальной ячейки, в которой имела бы возможность замены электродов при неизменности их материала, и, более того, получение стационарных ЭГД-течений для возможности проведения численного моделирования. Подобные исследования приводятся ниже в параграфе 3.2.

Одним из основных преимуществ электрогидродинамических течений является отсутствие механических частей и, соответственно, потенциальная долговечность проектируемых ЭГД-устройств. Однако, несмотря на многолетние исследования, на сегодняшний день остро стоит проблема ухудшения («деградации») характеристик электрогидродинамических течений, вызванных инъекцией. В работах [57–64] проводились длительные исследования токовых характеристик ЭГД-течений в различных системах и с разными жидкостями, но во всех

отмечается деградация характеристик системы. В работе [63] отмечаются проблемы образования полимеризованных пленок на поверхности электродов и эрозии поверхности после воздействия электрическим полем. В работе [59] наблюдается практически полная линеаризация ВАХ со временем, что может означать полное прекращение процесса поверхностного зарядообразования. В свою очередь, в работах [60, 64] отмечается выход тока на некоторое стационарное значение, лежащее выше уровня проводимости, что означает, что инжекция пропала не полностью. Профессор Тести в 2018 и 2019 году [61, 62] проводил долговременные исследования ЭГД-теплообменник игла-плоскость. В течение 250 и 750 часов система находилась под напряжением 28.5 кВ при измерении электрического тока. Характеристики системы за это время спали в два раза (на 55%) с 55 мкА до 22 мкА. Дополнительной демонстрацией актуальности проблемы стабильности инжекционных устройств является фокус исследования научной группы профессора Ягоби (Вустерширский политехнический институт, Вустер, штат Бостон, США). Так, в начале большинство их работ уделялось инжекционному механизму зарядообразованию, однако после освещения проблемы стабильности [57] фокус исследования сместился на диссоциационный механизм зарядообразования («conduction pumps»). В более современной работе [65] стабильность характеристик диссоциационного насоса исследовалась в течение 15 дней. Отмечается способность работы насоса в течение этого времени без перебоев и деградации характеристик.

Рассмотрим подробнее вопрос диссоциационного зарядообразования и эффекта Вина (здесь и далее под словами «эффект Вина» будем понимать эффект Онзагера или один из эффектов Вина, связанный с усилением интенсивности диссоциации). В слабом электрическом поле проводимость жидких диэлектриков связана с диссоциацией примесей, содержащихся в жидкости. Даже небольшого количества этих примесей достаточно, чтобы вызвать значительное увеличение проводимости и привести к возникновению ЭГД-течения за счет образования свободных зарядов. В сильных электрических полях рост проводимости электролитов усиливается за счет проявления эффекта Вина [66]. В отличие от инжекции, у диссоциации и эффекта Вина есть теоретическое описание [8], для которого проводились экспериментальные и численные верификации [9, 67–69]. Основной особенностью работ [9, 68] является разделение явлений поверхностного зарядообразования вблизи электродов и в объеме жидкости. Этого получилось добиться смещением области сильных электрических полей с заострений на электродах в объем жидкости в отверстиях в диэлектрической пластине. На основе экспериментального и численного сравнения был сделан вывод об объективном существовании эффекта Вина и о его количественном соответствии описанию теорией Онзагера. Результаты моделирования соответствуют экспериментальным данным в пределах отклонения до 20% при максимуме напряжения. Данное отличие может объясняться некорректными значениями



коэффициента рекомбинации, используемом в компьютерной модели. В различных исследованиях [7, 67, 70–75] было замечено, что добавление молекул поверхностно-активных веществ (ПАВ) (например, таких как Span 85) увеличивает концентрацию свободных ионов (повышает низковольтную проводимость слабого электролита). Это увеличение электропроводности объясняется образованием обратных мицелл (мицелла – агрегат поверхностно-активных веществ в растворе) по механизму самосборки молекул ПАВ вокруг агрегаций молекул воды в диэлектрической жидкости. Ионы примесей могут находиться внутри ядер водных молекул, будучи электростатически экранированными молекулами поверхностно-активного вещества вокруг, тем самым предотвращая рекомбинацию с ионами противоположного знака. Таким образом, в растворе неполярных жидкостей и поверхностно-активных веществ роль ионов играют обратные мицеллы, размер которых может быть на порядок больше размера самих ионов, что приводит к затруднению процессов рекомбинации. Данный вопрос освещается в параграфе 5.3.

На основе вышеописанного обзора текущего состояния работ по механизмам образования ЭГД-течений можно выделить следующие проблемы:

- отсутствие верифицированной методики подбора функции инжекции;
- неизвестность зависимости функции инжекции от материала и конфигурации электродов;
- отсутствие понимания зависимости функции инжекции от температуры;
- завышение коэффициента рекомбинации за счет образования обратных мицелл.

Стоит отметить, что несмотря на большую перспективность эффекта Вина, как основного механизма зарядообразования в ЭГД-устройствах, наибольшая эффективность ЭГД-течений достигается при совместном участии инжекционного и диссоциационного механизмов зарядообразования [10, 42, 76]. В силу этого важно решить основные проблемы с описанием инжекционного зарядообразования в компьютерных моделях.

## **1.2. Исследования ЭГД-теплообменников**

Первое исследование, описывающее интенсификацию теплообмена при воздействии электрическом полем в текучих средах, было опубликовано в 1936 году Зенфтлебенем и Брауном [77] (в газах). Далее этот феномен в ряде работ даже носил название «эффект Зенфтлебена» [78, 79]. Немногим позднее, 15 лет спустя, Асманн и Кронинг опубликовали работу, [80] иллюстрирующую аналогичный феномен в полярных и неполярных однофазных жидкостях. В качестве экспериментальной ячейки рассматривалась концентрическая система электродов проволока-цилиндр, на которую подавалось высокое напряжение. В свою очередь, через саму проволоку пропускаться электрический ток, который приводил к ее нагреву. В данной системе

получилось зарегистрировать интенсификацию прогрева рабочей жидкости при включении напряжения. Позднее Зенфтлебен в своей работе [81] расширил базу исследованных жидкостей в аналогичной системе. В этих работах в качестве основных гипотез интенсификации теплообмена выделялись электроконвекция и повышение коэффициента теплопроводности за счет поляризации диполей в электрическом поле. В 1953 году Шмидт и Лейденфрост [82] использовали экспериментальный макет из двух концентрических цилиндров и измерили «эффективную» теплопроводность жидкости в кольцевой области в зависимости от напряжения. Их основной вывод, основанный на визуальных наблюдениях с помощью шпирен-метода, заключался в том, что именно электроконвекция была причиной увеличения теплопередачи, а не изменение теплопроводности, вызванное выравниванием диполей.

Высокий интерес к области интенсификации теплоотвода при помощи воздействия электрическим полем можно оценить по большому количеству обзорных работ, начиная с первой обзорной работы Джонса в 1979 году [83–93]. В этих работах рассматриваются различные механизмы теплоотвода и их интенсификации при помощи ЭГД-явлений: однофазные, которые также называются конвективными, и двухфазные, называемые теплообменом при кипении. Для начала рассмотрим более подробно последний механизм теплоотвода.

Бочирол и др., 1961 [94] были одними из первых, кто опубликовали интенсификацию теплообмена в двухфазных средах при воздействии электрическим полем. Со временем было выдвинуто много гипотез о причине данного влияния, однако основные жизнеспособные на данный момент можно встретить в работах [84, 86, 95]. В целом, в случае теплообмена при кипении воздействие электрическим полем разрушает пленку пара, которая покрывает всю поверхность нагревателя и за счет своих теплоизоляционных свойств ограничивает отводимый тепловой поток (лимит носит название критического теплового потока). С момента обнаружения данного феномена было проведено множество исследований с различными системами, жидкостями и тепловыми мощностями. Одним из основных критериев интенсификации является относительное усиление теплоотвода при фиксированной мощности (где-то представлены результаты усиления теплоотвода при фиксированном перегреве). В Таблице 1.1 представлены ряд исследований, проведенных за последние 25 лет. Как можно видеть, коэффициент усиления может варьироваться от десятков процентов до десятка раз усиления. Стоит отметить, что на коэффициент усиления теплоотвода при кипении сильно влияет подаваемая тепловая мощность. Применение ЭГД для усиления двухфазного теплоотвода наилучшим образом проявляется себя при малых тепловых потоках (до  $30 \text{ кВт/м}^2$ ), когда усиление достигает 10 раз. Однако наиболее интересный диапазон лежит как раз в больших областях, так, например, тепловой поток от процессора с габаритами  $3.75 \text{ на } 3.75 \text{ см}$  с мощностью  $100 \text{ Вт}$  достигает  $70 \text{ кВт/м}^2$ . При таких тепловых потоках усиление теплоотвода составляет менее 50%, в связи с тем, что интенсивность

кипения и нестабильности паровой пленки достаточно высока и без воздействия электрического поля.

Наиболее перспективно применение двухфазных ЭГД-систем теплоотвода в космосе, где в отсутствие гравитации и, соответственно, силы Архимеда, образуемые на нагревателе пузырьки не покидают поверхность, а облепляют ее, приводя к покрытию тонкой паровой пленкой всей поверхности нагревателя [30, 96, 97]. Ди Марко и Грасси, 2011 исследовали ЭГД-теплоотвод при кипении в системе сетка из проволоки - плоскость в широком диапазоне тепловых потоков (до 200 кВт/м<sup>2</sup>) при наличии и отсутствии гравитации. На Земле электрическое поле не оказало влияния на интенсификацию теплоотвода, однако в отсутствие гравитации усиление теплоотвода составило 50%. В работе [97] был получен похожий результат в том же диапазоне тепловых мощностей (до 250 кВт/м<sup>2</sup>). На Земле усиление теплоотвода при помощи ЭГД-эффектов составляло до 10%, а в отсутствие гравитации — до 60%.

Таблица 1.1 Обзор работ по двухфазным ЭГД-системам теплоотвода.

Источник	Конфигурация	$q_{HEAT}$ , кВт/м <sup>2</sup>	$q_{END}/q_0$ , 1
Ogata and Yabe, 1993 [98]	проволоки вокруг цилиндрического нагревателя	5	10
Karayiannis, 1998 [99]	система проволок и цилиндрических нагревателей	5 20	9 4
Verplaetsen and Berghmans, 1999 [100]	сетка-плоскость	30	1.7
Laohalertdecha and Wongwisets, 2006 [101]	проволока в трубе с микропластинами	10	1.1
Cotton, 2009 [102]	проволока в трубе	11	2.5
Pearson and Seyed-Yagoobi, 2013 [27]	литографические полосы на плоском нагревателе	200	1.15
Diao et al., 2014 [103]	пластина с прямоугольными вырезами над плоскостью	30 170	1.5 1.3
Quan et al., 2015 [104]	сетка из проволоки над пластиной с выступами	18 210	1.5 1.03

Продолжение таблицы 1.1

Источник	Конфигурация	$q_{\text{HEAT}}$ , кВт/м <sup>2</sup>	$q_{\text{END}}/q_0$ , 1
Grassi et al., 2016 [105]	игла над плоскостью. без прокачки	50 200	1.5 1.2
Feng et al., 2018 [106]	продольные проволоки в миниканалах	10 65	2 1.25
Zhang et al., 2019 [107]	система игл в миниканалах	10 30	1.7 1.2
Chernica et al., 2021 [108]	система проволок и цилиндрических нагревателей	25	1.6
Liu et al., 2022 [109]	сетка из проволоки над пластиной с выступами	500	1.1

Интенсификация теплообмена при помощи электрогидродинамики уникальна тем, что это практически единственный активный метод усиления теплоотвода. Классическим же способом является изменение конфигурации системы для интенсификации теплоотвода пассивно. В обзорной работе Муса и др., 2022 [110] подробно рассматриваются работы, в которых применяются различные методы усиления двухфазного теплоотвода: добавление выпуклостей, микроребер, винтовых лент и проволочных катушек внутрь тепловых каналов. В сравнении с гладкой поверхностью трубок в зависимости от теплового потока и расхода жидкости получалось достигать относительного увеличения теплоотвода до трех раз. В свою очередь очень показательными являются исследования, проведенные группой профессора Фэн. В трех своих работах [106, 107, 111] за основу они взяли тепловой блок длиной 15 см с восемью миниканалами шириной и высотой 2 мм, для которого применяются электрогидродинамический (две конфигурации электродов) и пассивный способы интенсификации теплоотвода при кипении: проволочный электрод в канале, игольчатый электрод в канале, а также скрученная лента без подачи электрического поля. В случае с интенсификацией при помощи электрического поля коэффициент усиления варьируется от 70 до 20% при росте теплового потока от 10 до 30 кВт/м<sup>2</sup>. В свою очередь усиление теплоотвода для системы со спиральной лентой составило 80%, и при этом оно практически не зависело от теплового потока в диапазоне до 260 кВт/м<sup>2</sup>. Так, из описанных выше исследований можно сделать вывод о существовании некоторых недостатков у ЭГД-интенсификации двухфазного теплоотвода, а также о наибольшей перспективности применения этой технологии в диапазоне тепловых потоков до 30 кВт/м<sup>2</sup> или в отсутствие гравитации.

Перейдем к рассмотрению работ по однофазным ЭГД-системам теплоотвода, которым и уделено основное внимание в данной диссертации. В системах с конвективным теплоотводом ЭГД-течения могут применяться для интенсификации массо- и теплопереноса в теплообменниках и насосах. В первом случае ЭГД-течение разрушает тепловой пограничный слой, увеличивая теплоотдачу от нагревателя к жидкости. Одним из первых эту идею в 1962 году предложил Веллхофф [112]. В насосах ЭГД-течения применяются для интенсификации прокачки жидкости в замкнутом контуре системы теплоотвода, однако обзор работ по этому вопросу будет рассмотрен подробнее в следующем параграфе.

В Таблице 1.2 представлены результаты по исследованию кольцевых (проточных) однофазных ЭГД-систем [82, 113–123]. В этих работах механический насос перекачивает рабочую жидкость по замкнутому контуру, а ЭГД-теплообменник перемешивает жидкость в окрестности нагревателя. Относительное усиление теплоотдачи при воздействии электрическим полем лежит в широком диапазоне от единиц до десятков раз. В свою очередь одно из основных преимуществ применения ЭГД-интенсификации однофазного теплообмена заключается в очень малом увеличении гидравлического сопротивления. Так в работе Фернандес и Поултер, 1987 при относительном увеличении теплоотвода более чем в 20 раз, гидравлическое сопротивление системы увеличилось всего в 3 раза. Стоит отметить, что в случае конвективного теплоотвода в системах охлаждения важным параметром является прокачка жидкости в контуре, и, соответственно, числа Рейнольдса. Однако даже для больших чисел Рейнольдса, больше 2000, в работах Грасси и Тести были получены относительные усиления до 8 раз.

Таблица 1.2 Обзор работ по однофазным ЭГД-системам теплоотвода.

Источник	Конфигурация	Жидкость	$Re$	$q_{\text{ЕНД}} / q_0$	$P_{\text{ЕНД}} / P_0$
Schmidt and Leidenfrost, 1953 [82]	проволока в трубе	транс. масло	50	4	2.5
Fernandez and Poulter, 1987 [114]	проволока в трубе	транс. масло	150	20	3
Atten et al., 1988 [115]	проволока в прямоугольном канале	транс. масло	50	10	Не изм.
Paschkewitz and Pratt, 2000 [116]	проволока в трубе	коммерческая жидкость ECO-C	40	10	~ 1

Продолжение таблицы 1.2.

Источник	Конфигурация	Жидкость	$Re$	$q_{ЕНД} / q_0$	$P_{ЕНД} / P_0$
Grassi et al., 2005 [117, 118]	парные иглы в трубе	коммерческая жидкость FC-72	3 000	5	Не изм.
Жакин и др., 2011 [119]	46 проволок в канале	ПДМС-50	–	6	Не изм.
Grassi and Testi, 2009 [120]	иглы в прямоугольном канале	коммерческая жидкость HFE-7100	4 000 12 000	8 7	Не изм.
Moghanlou et al, 2014, 2021 [121, 122]	провод в прямоугольном канале	Не указано	7	1.8	1.3
Qiu et al, 2021 [123]	проволока в трубе	авиационный керосин	175	1.8	Не изм.

Перейдем к рассмотрению альтернативных (пассивных) методов интенсификации конвективного теплоотвода, таких как турбулизация течения при помощи ребер, спиральных лент и проволок, а также вихрегенераторов, помещенных в каналы. В обзорных работах [92, 124] отражены множество исследований по пассивным техникам интенсификации однофазного теплоотвода. При помощи модификации конфигурации тепловых каналов получается достичь усиления теплоотвода до 7 раз ( $2000 < Re < 20000$ ), однако в отличие от ЭГД-течений коэффициент трения в большинстве случаев растет соразмерно или значительно сильнее, до 29 раз. В работах [125, 126] исследуется усиление теплоотвода при помощи продольных вихрегенераторов и спиральных лент с катушкой. Интенсификация теплоотвода достигает значений в 1.5 и 4 раза, а коэффициента трения в 4 и 16 раз соответственно. На основе описанных исследований можно сделать вывод, что несмотря на преимущества интенсификации однофазного теплоотвода пассивными способами увеличения гидравлического сопротивления во много раз превышает случаи с ЭГД-течениями. Таким образом, применение ЭГД-течений для интенсификации конвективного теплоотвода перспективно в системах с малыми скоростями прокачки (когда скорость прокачки меньше скорости ЭГД-течения) и системах, где важна минимальность гидравлического сопротивления и есть высокие требования к компактности насоса.

Как отмечается в обзорных работах [89, 91], большинство исследований в области ЭГД-теплообмена являются экспериментальными, в то время как теоретические работы ограничены слишком простыми физическими моделями или простой геометрией из-за сложной

математической модели и нелинейных связанных уравнений [4, 37]. Решением данной проблемы является применение компьютерного моделирования при исследовании ЭГД-систем. Под компьютерным моделированием понимается численное решение дифференциальных уравнений для заданной геометрии модели и граничных условиях. Одни из первых работ по моделированию электроконвекции и электроконвективного теплопереноса в 2D постановке были опубликованы в конце 80-х годов [127, 128]. Жакин, 1988 [128] одним из первых численно получил, что ЭГД-течения могут многократно усиливать теплоотвод. В этой работе, было получено усиление до 25 раз, что несколько превышает данные, полученные экспериментально на тот момент (до 10 раз). В первых численных работах для решения дифференциальных уравнений применялись различные схемы метода конечных разностей, так уравнение Навье-Стокса рассчитывалось в формулировке функции потока и вихря скорости, а уравнение переноса заряда интегрировалось интерполяционным методом. Реализация этих методов производилась на языке Fortran IV. Минусом данных численных схем было завышение значения заряда из-за численной диффузии. Для решения этих проблем в дальнейшем рядом исследователей проводились расчеты методом конечных объемов (finite volume method) [129–132], методом частиц в ячейке (particle-in-cell), методом коррекции потока (flux corrected transport), а также методом конечных элементов (finite element method) и его комбинациями [127, 133–138]. Помимо этих численных схем, для расчета ЭГД-течений и электроконвективного теплопереноса активно начинает использоваться метод решеточных уравнений Больцмана (lattice Boltzmann method) [139–141].

На сегодняшний день самыми распространенными схемами решения систем электрогидродинамических уравнений в компьютерных моделях является метод конечных элементов и метод конечных объемов. Это объясняется тем, что эти методы реализованы в коммерческих программных пакетах ANSYS, COMSOL Multiphysics и открытой платформе OpenFOAM. В этой работе COMSOL Multiphysics выбран для реализации численных моделей, так как зарекомендовал себя как удобный (выбор расчетных уравнений и настроек решателя) и надежный программный пакет. Корректность и надежность работы численных схем, реализуемых в данной программе, обосновывается хорошим соответствием экспериментальных и численных ЭГД-течений в ряде работ [7, 47, 69, 73, 75].

Большое количество работ с разными численными методами подтверждает сложность моделирования самих ЭГД-течений, а задача по численному проектированию ЭГД-теплообменника в единой системе теплоотвода многократно усложняется, так как в нем помимо ЭГД-перемешивания присутствует еще и отвод прогретой жидкости насосом. В ряде работ [25, 76, 131, 140, 142–144] по моделированию ЭГД-теплообменников рассматривались упрощенные конфигурации ЭГД-теплообменников. Нагреватель и холодильник расположены в пределах одного объема, что делает модель простой в расчетах, однако слабо реалистичной. В то же время

конфигурация устройства проточного типа, то есть, когда нагреватель и кулер размещены в разных участках одного и того же замкнутого контура, являются более реалистичными, хотя и менее изученными с помощью средств численного моделирования. Цю и др., 2021 [123] одни из немногих реализовали расчет ЭГД-теплообменника с конфигурацией «провока в цилиндрическом канале» в 3D постановке. Для достижения сеточной сходимости модель была разбита на 2 млн. элементов. К сожалению, авторы не привели данные по потребляемой памяти и времени расчета модели, однако, можно оценить порядок величин по аналогии с работой [145], где расчет охлаждения пластины от электрического ветра в 3D постановке в модели с 0.5 млн. элементов занял 4 часа и до 128 Гб оперативной памяти. Соответственно в работе Цю и др., 2021 возможны значения в 16 раз больше.

Из обзора экспериментальных работ по ЭГД-теплообменникам проточного типа (Таблица 1.2) можно сделать вывод, что наиболее часто встречающейся конфигурацией электродов является продольное расположение эмиттера в тепловом канале вдоль нагревателя. У такого расположения есть большое преимущество, которое может быть использовано для создания более упрощенных схем моделирования, о которых пойдет речь в главе 4.

### 1.3. Исследования ЭГД-насосов

Одни из первых работ по исследованию ЭГД-насосов датируются 1959 и 1963 годами [146, 147]. В них измеряются характеристики (давление) инжекционного ЭГД-насоса с различными конфигурациями (12 ступеней игла-щель) и рабочими жидкостями (парафиновое, силиконовое, касторовое, минеральное масла, а также керосин). Генерируемые давления достигали колоссальных на тот момент значений до 0.2 атмосфер.

ЭГД-насосы конструировали много лет с момента их изобретения, однако одними из первых, кто провели систематическое сравнение насосов были Crowley et al., 1990 [148]. В их работе приведен критерий выбора рабочей жидкости для повышения эффективности и расхода ЭГД-насоса. В своем теоретическом анализе они рассмотрели вклад трех параметров: проводимость, скорость течений и подвижность. Основываясь на своей фундаментальной модели, они пришли к выводу, что высокая диэлектрическая проницаемость и низкая вязкость обеспечивают высокие скорости потока, а низкая проводимость и подвижность способствуют высокой эффективности. Crowley et al. сформулировал несколько фундаментальных ограничений на ЭГД-насос и определил, что скорость должна быть достаточно высокой, чтобы избежать Джоулевых потерь, но не может превышать пределы, установленные вязкостью, турбулентностью и электрическим пробоем.



Использование ЭГД-насосов для интенсификации теплоотвода сразу стало одной из перспективных областей их применения. В работе Шарбо и Уокера, 1985 [149] разрабатывался ЭГД-насос для охлаждения в малых маслонаполненных трансформаторах. В качестве системы рассматривалась конфигурация электродов сетка из проволоки с заострениями. Максимальное значение скорости было достигнуто при 84 заострениях при 25 кВ и равнялось 6 см/с. Корпорация «General Electric» [150] применила конструкцию инжекционного насоса Шарбо и Уокера и встроили ее в распределительный трансформатор мощностью 167 кВА. ЭГД-насос использовался для усиления конвективного охлаждения трансформатора. Однако после 300 часов работы он показал снижение производительности из-за деградации характеристик.

В отчетах космической организации NASA Джонс и Перри, 1974 [151] одними из первых предложили заменить капиллярный фитиль от конденсатора к испарителю в тепловой трубке ЭГД-насосом, в котором для создания прокачки используются силы поляризации. В их работе была успешно продемонстрирована эта концепция, но производительность была плохой по сравнению с существующими тепловыми трубками с капиллярным приводом. Лёрке и Себитс, 1975 [152] улучшили тепловую трубу Джонса и Перри и смогли достичь тепловых мощностей, эквивалентных таковым у обычных тепловых труб с осевыми канавками. Также увеличение пропускной способности тепловых трубок с использованием Кулоновской силы было исследовано Бабином и др., 1993 [153]. Они использовали инжекционный насос для создания кулоновской силы и увеличения предела капиллярности тепловой трубки. При использовании хладагента R-11 в качестве рабочей жидкости и двухступенчатого ЭГД-насоса, расположенного в тепловой трубке, достигнуто увеличение пропускной способности на 20% при приложенном напряжении 20 кВ.

Большинство доступных в настоящее время ЭГД-насосов можно разделить на три основные категории в зависимости от их процесса генерации течения: кондуктивная прокачка (основанная на диссоциационном зарядообразовании), ионная прокачка (возникающая за счет инъекции ионов) и прокачка за счет эффекта Онзагера (т.е. диссоциации, усиленной электрическим полем). При проектировании ЭГД-насосов необходимо уделить внимание выбору рабочей жидкости и конфигурации электродов. На интенсивность ЭГД-течений сильно влияют три параметра: низковольтная (удельная) проводимость, примесный состав жидкости и максимальная локальная напряженность электрического поля системы. ЭГД-кондуктивные насосы создают давление для движения диэлектрических жидкостей за счет электрической кулоновской силы, действующей на пространственные заряды в гетерослоях вблизи электродов. Для таких насосов обычно используется плоская конфигурация электродов совместно с жидкостью с относительно высокой проводимостью (более  $10^{-9}$  См/м). Напряженность электрического поля в таких системах достигает средне высоких значений (порядка  $10^6$  В/м), что ниже порога инъекции и порога

значимости функции Онзагера. Таким образом, типовые скорости ЭГД-течения в этом случае ограничены величиной порядка 0.1 м/с. Основным недостатком кондуктивных насосов является их низкая производительность [154, 155]. В инжекционных и диссоциационных насосах, в которых диссоциация усиливается под действием электрического поля, используются заостренные конфигурации электродов или электроды средней остроты наряду с высоким приложенным напряжением. Типичные электрические поля в этом случае достигают высоких значений (порядка  $10^7$ – $10^8$  В/м), что приводит к генерации высокой плотности пространственного заряда и интенсивным ЭГД-течениям (со скоростями около 1 м/с). Такие ЭГД-насосы [12, 14, 23, 60] обеспечивают производительность, конкурентоспособную по сравнению с небольшими механическими насосами. В работах [14] и [23] описаны одноступенчатые электроды типа «треугольная призма-щель» и «игла-кольцо» с относительно хорошо проводящей жидкостью с  $\sigma_0 = 10^{-8}$  См/м, достигающие расхода до 0.07 мл/с (скорость течения в щели до 0.7 м/с) и давления до 9000 Па. Однако такие насосы имеют определенные недостатки. В то время как инжекционные насосы исследуются давно (начиная с первых работ по ЭГД-насосам с 1960-х), стабильные рабочие жидкости и материалы электродов еще не определены [57, 59, 60, 64] (освещается в параграфе 1.1). В свою очередь диссоциационные насосы (и, соответственно, насосы на эффекте Вина) не имеют деградации характеристик ЭГД-течений со временем [65]. Тем не менее, имеющиеся в настоящее время конфигурации имеют проблему, связанную с трудностями изготовления одиночных и модульных электродов. В работе [156] описаны проблемы изготовления пары треугольной призмы и щелевого электрода. Соответствующие методы изготовления имеют такие проблемы, как деформация краев и несоосность между слоями. Решение этих задач требует сложных многостадийных процессов и дорогостоящего оборудования. В работе [157] авторы подчеркнули необходимость нескольких паяных соединений для отдельных пар электродов, где эта проблема становится серьезной в конфигурациях модульного ЭГД-насоса, содержащих множество блоков, соединенных последовательно и параллельно.

В свете вышеизложенного можно заключить, что для развития ЭГД-насосов необходимо разработать модель ЭГД-насоса, основанную на эффекте Онзагера, и имеющую технологическую простоту реализации. Это сделано в главе 5, в которой предложена конфигурация электродов для ЭГД-насоса, состоящая из пары фольгированных диэлектрических барьеров с отверстиями. Рабочая зона соответствует краю отверстия, где очень сильный ЭГД-поток вызывает перекачку жидкости со стороны фольги на сторону диэлектрика.

## 2. Методы исследования ЭГД-систем теплоотвода

### 2.1. Математическое описание ЭГД-течений

Интенсификация теплоотвода при помощи ЭГД-течений может происходить только в том случае, если на жидкий диэлектрик начнет действовать электрическая сила. В частности, это может произойти, если в объеме жидкости появится нескомпенсированный заряд. Считается, что сам по себе жидкий диэлектрик не ионизируется в умеренных электрических полях, которые характерны для ЭГД-течений. Однако предполагается, что помимо молекул, составляющих основу диэлектрической жидкости, в объеме также присутствует некоторое количество примесей и ПАВ. Именно эти примеси, зачастую неконтролируемые, могут ионизироваться, становясь свободными носителями заряда в виде ионов или обратных мицелл, и обеспечивать наличие у жидкого диэлектрика конечного значения удельной электрической проводимости. При воздействии сильным электрическим полем в жидкости нарушается электронейтральность, что приводит к образованию объемного заряда, за счет ранее описанных механизмов. Впоследствии, на заряд начинает действовать кулоновская сила, которая и приводит к образованию ЭГД-течений. Течения изотермической жидкости с механической плотностью  $\gamma$ , вязкостью  $\eta$  и относительной диэлектрической проницаемостью  $\epsilon_r$  за счет действия объемной силы Кулона описывается уравнением Навье-Стокса и уравнением неразрывности, которые в случае несжимаемой жидкости записываются в следующем виде:

$$\gamma \partial \vec{u} / \partial t + \gamma (\vec{u}, \nabla) \vec{u} = -\nabla P + \nabla \cdot \eta (\nabla \vec{u} + \nabla \vec{u}^T) + \rho \vec{E} \quad (2.1)$$

$$\operatorname{div}(\vec{u}) = 0, \quad (2.2)$$

где  $\vec{u}$  — скорость жидкости,  $^T$  — операция транспонирования,  $P$  — давление,  $\rho = \sum Z_i e n_i$  — плотность объемного заряда,  $Z_i$  и  $n_i$  — валентность и концентрация  $i$ -го сорта ионов,  $e$  — элементарный заряд.  $\vec{E} = -\nabla \varphi$  — выражение напряженности электрического поля через электрический потенциал. Распределение электрического поля определяется на основе дифференциальной формы теоремы Гаусса:

$$\operatorname{div}(\epsilon_r \epsilon_0 \nabla \varphi) = -\rho, \quad (2.3)$$

где  $\epsilon_0$  — диэлектрическая постоянная. Закон сохранения парциальных зарядов описывается уравнением Нернста-Планка:

$$\partial n_i / \partial t + \operatorname{div}(\vec{j}_i) = g_i(n_i, E), \quad (2.4)$$

где  $g_i$  — функция источника. Плотность тока  $i$ -го сорта ионов  $\vec{j}_i$  описывает три процесса переноса ионов: миграцию (или дрейф) во внешнем электрическом поле, диффузию за счет градиента концентрации и конвекцию вместе с жидкостью:

$$\vec{j}_i = Z_i n_i b_i \vec{E} - D_i \nabla n_i + n_i \vec{u}, \quad (2.5)$$

где  $b_i$  и  $D_i = \frac{k_B T_0 b_i}{e}$  — подвижность и соотношение Эйнштейна для коэффициента диффузии  $i$ -го сорта ионов, а  $k_B$  и  $T$  — постоянная Больцмана и абсолютная температура жидкости. Подвижность  $b_i$  описывается законом Стокса:

$$b_i = \frac{e}{6\pi\eta a_i}, \quad (2.6)$$

где  $a_i$  — радиус  $i$ -го сорта ионов. Для упрощения математической модели в независимости от механизма зарядообразования (диссоциация или инжекция) рассматривались только два одновалентных сорта ионов  $Z_1 = -Z_2 = 1$ . Несмотря на варьирование в некоторых моделях радиуса ионов для оценки влияния этого параметра предполагается, что все сорта ионов имеют одинаковые параметры  $a_1 = a_2 \equiv a$  и, соответственно,  $b_1 = b_2 \equiv b$  и  $D_1 = D_2 \equiv D$ .

На основе теории Онзагера [8] и упрощенного рассмотрения только двух сортов ионов функцию источника в правой части уравнения (1.4) можно представить в следующем виде:

$$g_i(n_i, E) = g(n_1, n_2, E) = F_{\text{Ons}} W_0 - \alpha_r n_1 n_2, \quad (2.7)$$

где  $W_0 = \alpha_r n_0^2$  — интенсивность диссоциации,  $n_0$  — равновесная концентрация ионов в отсутствие внешнего электрического поля, а  $F_{\text{Ons}}$  — так называемая функция Онзагера, которая описывает относительное усиление интенсивности диссоциации под действием электрического поля. Коэффициент рекомбинации  $\alpha_r$  определяется по формуле Ланжевена:

$$\alpha_r = \frac{2be}{\epsilon_r \epsilon_0}. \quad (2.8)$$

Функция Онзагера является безразмерной и выражается как:

$$F_{\text{Ons}}(E, T, \epsilon_r) = \frac{I_1(4p)}{2p} \quad (2.9)$$

$$p = \sqrt{\frac{r_B}{l_E}} \quad (2.10)$$

$$r_B = \frac{e^2}{4\pi\epsilon_r\epsilon_0 k_B T} \quad (2.11)$$

$$l_E = \frac{2k_B T}{eE}, \quad (2.12)$$

где радиус Бьеррума  $r_B$  характеризует экранирующее действие растворителя на заряженную частицу, а  $I_1$  — модифицированная функция Бесселя первого рода первого порядка.

Также описанные выше уравнения для ЭГД-течений дополнялись уравнением энергетического баланса для расчета локальных распределений температуры в ЭГД-теплообменнике:

$$\gamma C_p \partial T / \partial t + \operatorname{div}(-k \nabla T + \gamma C_p \vec{u} T) = 0, \quad (2.13)$$

где  $C_p$  и  $k$  — теплоемкость при постоянном давлении и коэффициент теплопроводности жидкости.

Температурные зависимости вязкости жидкости и подвижности ионов оказывают существенное влияние на структуру ЭГД-течений и должны учитываться при расчёте характеристик ЭГД-теплообменника [76].

В качестве граничных условий для течения жидкости на неподвижных границах моделей (стенки и электроды) задавалось граничное условие прилипания  $\vec{u} = 0$ , а на осях симметрии — условие проскальзывания (отсутствие нормальной компоненты скорости)  $u_N = 0$ , где  $N$  — индекс, характеризующий нормальную компоненту вектора. При моделировании ЭГД-насоса на границы втекания и вытекания жидкости задавалось так называемое условие «открытой границы»  $(PM_1 + \eta(\nabla \vec{u} + \nabla \vec{u}^T))_N = 0$ , где  $M_1$  — единичная матрица. Данное граничное условия подходит для моделирования границ, контактирующих с большим внешним объемом жидкости, позволяя жидкости беспрепятственно протекать в любую сторону. При определении  $Q$ – $P$  характеристики, т.е. зависимости прокачки жидкости от перепада давления между выходным и входным отверстиями, граничное условие заменялось, и на границе задавался соответствующий перепад давлений. Для расчета распределения электрического поля на электродах задавалось значение потенциала  $\varphi = V_0$  (активный электрод) и  $\varphi = 0$  (заземленный электрод). На стенки задавалось либо отсутствия нормальной компоненты электрического поля  $E_N = 0$ , когда время накопления заряда было много меньше всех характерных времен, связанных с ЭГД-течениями, в частности, времени пересечения ионами межэлектродного промежутка, либо условия накопления заряда на концентрации ионов  $D \nabla n_i = 0$  и расчет уравнения (2.3) (добавлялась дополнительная расчетная область, чтобы граница из внешней стала внутренней). Для описания инжекционного механизма зарядообразования на активном электроде задавалась функция поверхностного зарядообразования, так называемая, функция инжекции  $j_N = f_{inj}(E)$ . В качестве условия гибели противоионов, пришедших на электрод, задавалось условие  $j_N = d_i(n_i, E) = n_i b E - D \nabla n_i$ . При расчете температурных характеристик в переходном режиме на все стенки задавалось адиабатическое условие  $\nabla T = 0$ , а на поверхности нагревателя задавалась постоянная температура  $T = T_h$ .

При моделировании относительная погрешность задавались равной 0.001. Абсолютная погрешность имеет размерность соответствующей величины и задается для каждой величины.

## 2.2. Методики компьютерного моделирования

### 2.2.1. Методы конечных элементов

В настоящее время одним из наиболее распространенных методов численного решения дифференциальных уравнений в частных производных является метод конечных элементов (МКЭ). В МКЭ исходная область разбивается на конечное число подобластей (элементов), совокупность которых называется сеткой. Решение на каждом элементе ищется в виде линейной комбинации базисных функций, как правило, полиномов. Все вычисления производятся только в узлах сетки, и в остальных точках области решение может быть получено на основе вычисления значений соответствующих полиномов. В данной работе использовался коммерческий программный пакет COMSOL Multiphysics 5.4, поскольку в нем возможна интеграция и одновременное решение описанных выше дифференциальных уравнений в частных производных.

В областях с большими градиентами рассчитываемых физических величин размер элементов необходимо уменьшать. В большинстве двумерных компьютерных моделей сетка состоит как из четырехугольных упорядоченных элементов в интересующих нас областях, так и из треугольных неупорядоченных (свободных) элементов в областях с малыми изменениями искомых величин. Критерием хорошей сетки является равенство сторон ее элементов, т.е. для четырехугольного элемента идеальной формой является квадрат, а для треугольного — равносторонний треугольник. Исключением являются прямоугольные элементы в тех областях, где расчётные величины имеют большой градиент вдоль только одного из направлений, что позволяет использовать вытянутые элементы.

### 2.2.2. Используемые компьютерные модели

В данной работе рассматривается множество систем электродов, а также экспериментальных макетов и компьютерных моделей. Поскольку основной целью исследования является предложение универсальной методики, позволяющей численно проектировать ЭГД-системы теплоотвода, большинство используемых компьютерных моделей служат для сопоставления с экспериментальными данными и верификации численных моделей. Список используемых систем и исследуемых в них задач:

- Лезвие – плоскость — реализация методики восстановления функции инъекции; исследование зависимости функции инъекции от температуры (модель 2.2.2.1 и макет 2.3.3.1)

- «Плоскость – шесть проволок – плоскость» — исследование зависимости функции инъекции от конфигурации электродов (модель 2.2.2.2 и макет 2.3.3.2)
- ЭГД-теплообменник лезвие – плоскость — численное исследование возможности упрощенного проектирования проточных ЭГД-теплообменников (2D и 3D модели 2.2.2.3)
- ЭГД-теплообменник «пять проволок – цилиндрический канал» — апробация компьютерной модели и упрощенной методики моделирования ЭГД-теплообменника (модель 2.2.2.4 и макет 2.3.3.3)
- ЭГД-насос «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры с отверстиями» — численная и экспериментальное исследование ЭГД-насоса (модель 2.2.2.5 и макет 2.3.3.5).

Ниже представлены описания соответствующих моделей. Однако обоснования выбора таких конфигураций и анализы расчетов будут представлены в последующих главах.

#### 2.2.2.1. Лезвие – плоскость

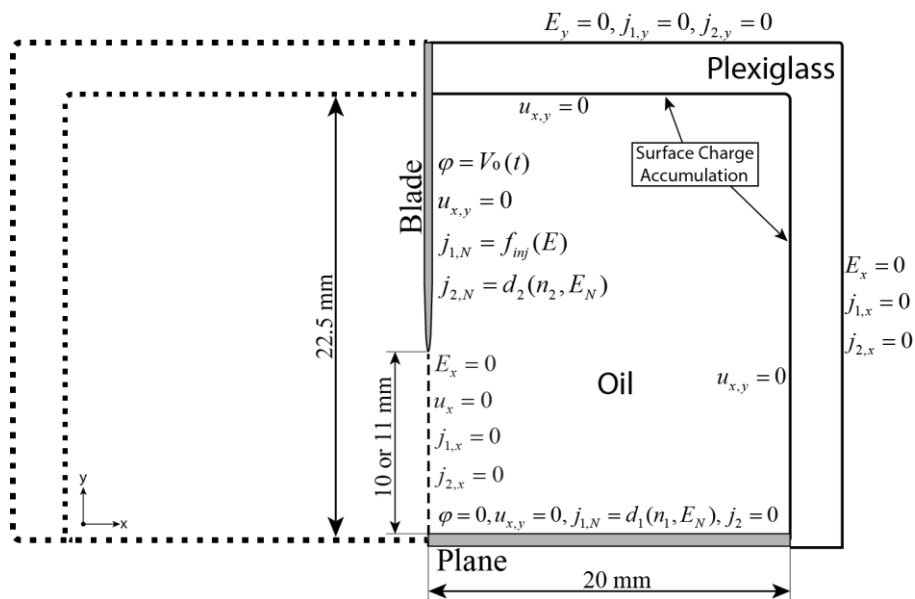


Рис. 2.1 Геометрия и граничные условия компьютерной модели лезвие – плоскость.

На рис. 2.1 представлены геометрия и граничные условия 2D компьютерной модели, которая рассчитывает процессы только в правой половине исследуемой системы электродов лезвие – плоскость (из-за наличия плоской симметрии). Все параметры экспериментальной ячейки (параграф 2.3.3.1) были точно измерены при помощи эталонов и микроскопа, особенно профиль высоковольтного электрода. Так как при экспериментальном исследовании измерялись динамические вольт-амперные характеристики, на электроде в компьютерной модели линейно растущее и линейно спадающее высокое напряжение задавалось как функция времени. Период

модуляции и пик напряжения задавались соответствующими экспериментальным. Также на лезвии задавалась функция, описывающая поверхностное зарядообразование — функция инжекции. Так как в системе лезвие – плоскость исследовались жидкости с разной электрической проводимостью  $\sigma_0 = 10^{-12} - 10^{-8}$  См/м, в модели учитывалась оргстеклянная стенка и накопление ионов на ней. При измерении интегральных токовых характеристик учитывалась симметрия модели (умножения тока на 2) и рабочая глубина экспериментальной системы лезвие – плоскость равная 3 см (в соответствии с протяженностью основного электрода, по краям от которого располагались охранные электроды).

В системе электродов лезвие – плоскость проводятся два типа исследований: реализация методики подбора функции инжекции и анализ зависимости функции инжекции от температуры. Поскольку компьютерная модель настраивается в соответствии с экспериментальным образцом, параметры межэлектродного расстояния также изменяются в зависимости от эксперимента. В исследованиях межэлектродного расстояния составляет 10 и 11 мм для различных типов исследований, что достигается путем замены верхней крышки экспериментальной кюветы. Эти значения параметра также изменяются в компьютерной модели.

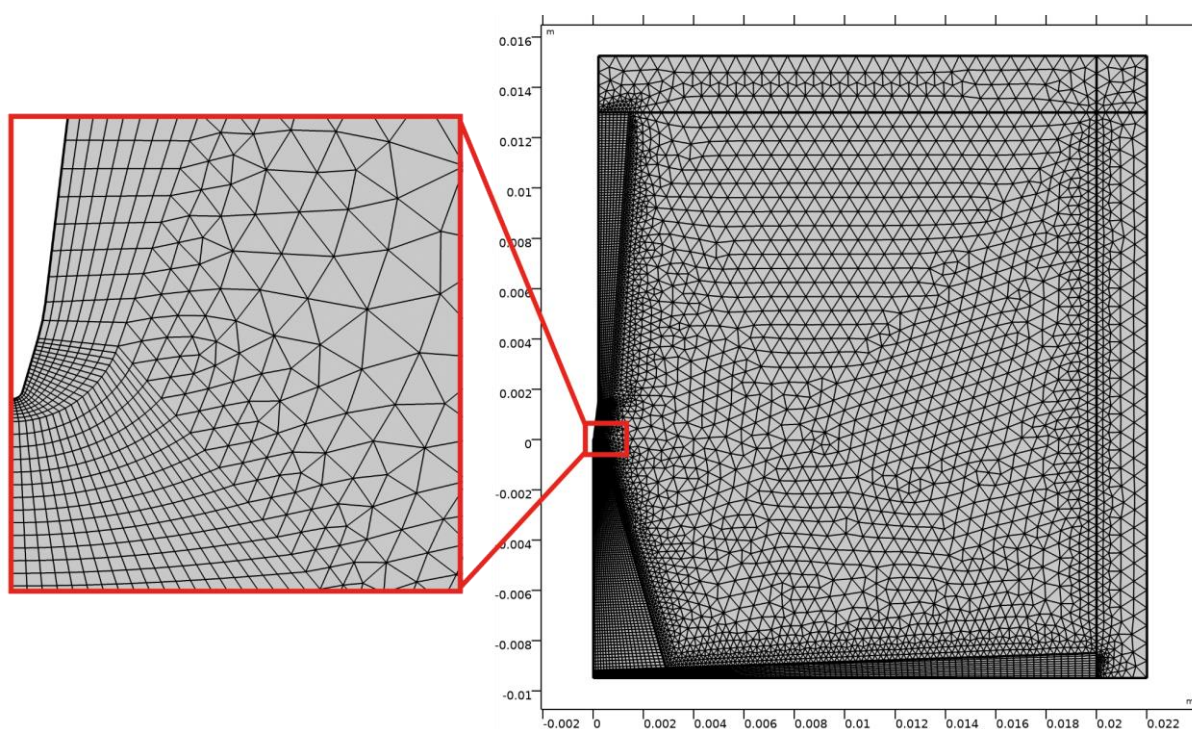


Рис. 2.2 Конечно-элементная сетка компьютерной модели системы лезвие – плоскость.

На рис. 2.2 представлено разбиение модели на конечные элементы. Особо плотно элементы распределялись у заострения высоковольтного электрода — лезвия, в области максимума модуля скорости — вдоль оси симметрии и в области противоэлектрода. Сетка итеративно оптимизирована, чтобы уменьшение размера элементов в 2 раза не приводило к изменению



характеристик более чем на 1%. Минимальный размер элемента в окрестности кончика лезвия равнялся  $2 \times 2$  мкм, а общее число элементов в модели — 15 331.

### 2.2.2.2. «Плоскость – шесть проволок – плоскость»

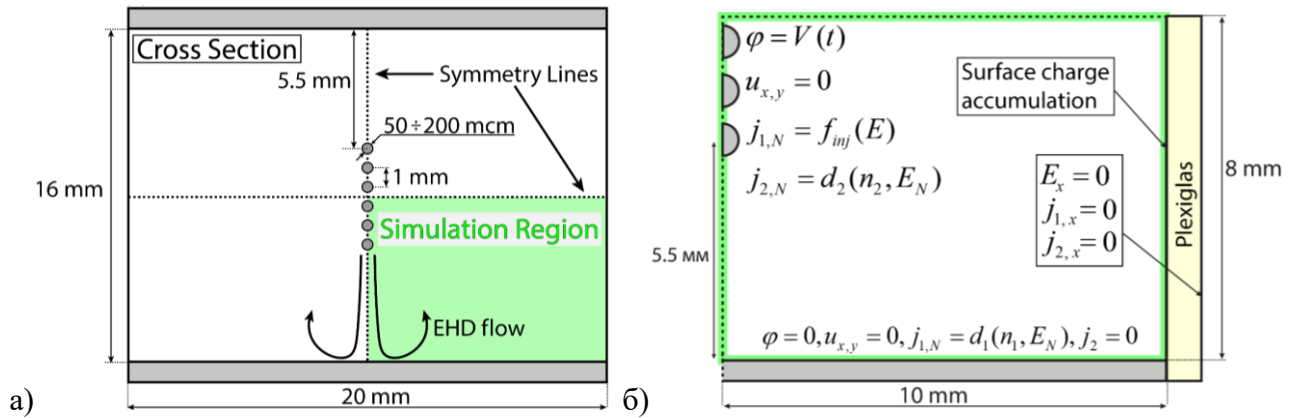


Рис. 2.3 Схематическое изображение (а) геометрии модели «плоскость – шесть проволок – плоскость» и (б) граничных условий.

На рис. 2.3 представлено схематическое изображение сечения макета «плоскость – шесть проволок – плоскость». Благодаря наличию плоской симметрии в компьютерной модели рассчитывалась правая нижняя четверть модели (рис. 2.3а). До учета симметрии были рассчитаны ЭГД-течения в полной модели (без учета симметрии), соответствующие результаты рассмотрены в параграфе 3.2 на рис. 3.6. Граничные условия в модели (рис. 2.3б) задавались по аналогии с системой лезвие – плоскость. Как показано далее в разделе по описанию соответствующего экспериментального макета 2.3.3.2, исследовались разные диаметры проволок, что в компьютерной модели учитывалось изменением соответствующих размеров геометрии.

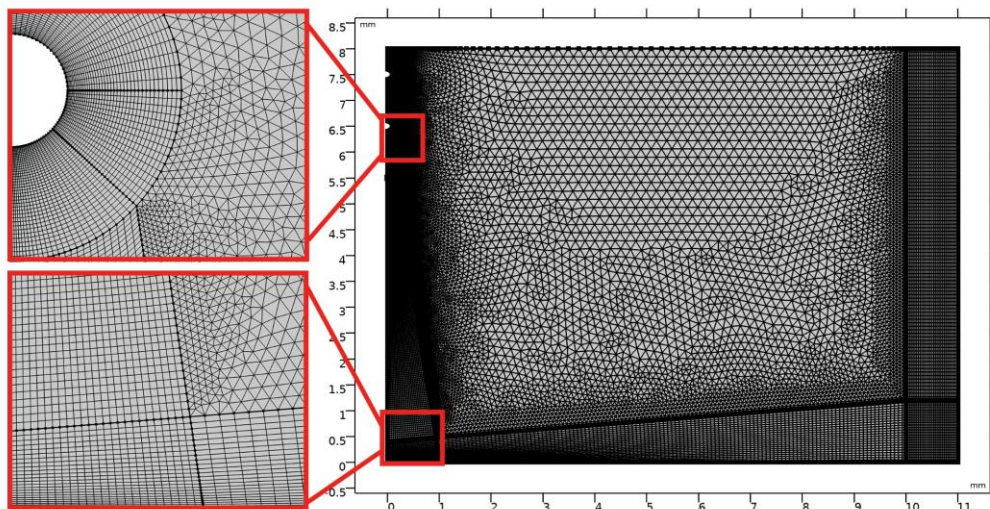


Рис. 2.4 Конечно-элементная сетка компьютерной модели системы «плоскость – шесть проволок – плоскость».

На рис. 2.4 представлено разбиение компьютерной модели на конечные элементы. Также как и в системе лезвие – плоскость особое внимание при построении модели уделялось областям в окрестности высоковольтных электродов, области максимума градиентов скорости (область ЭГД-течения) и на противозлектроде, где струя жидкости доходит до плоскости.

### 2.2.2.3. Проточный ЭГД-теплообменник лезвие – плоскость

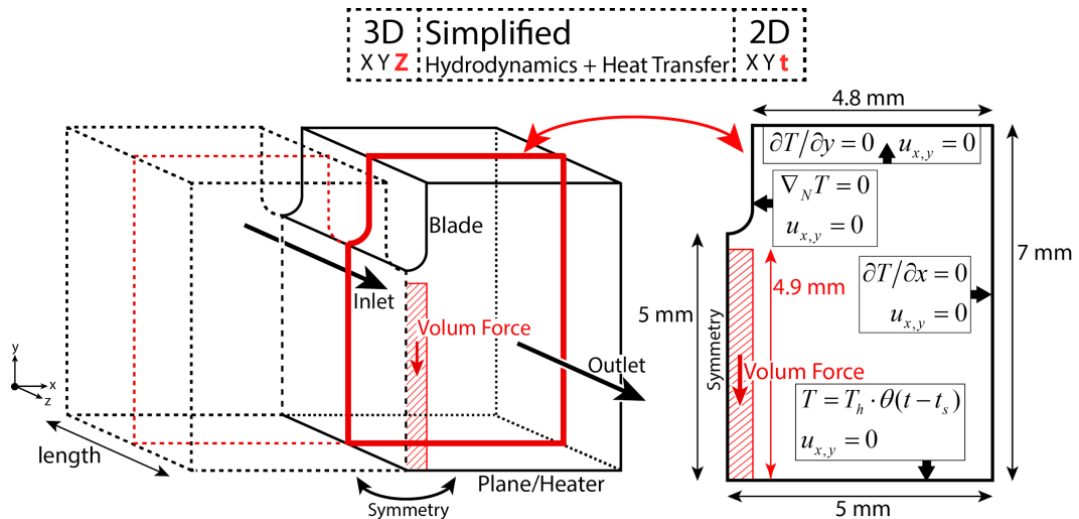


Рис. 2.5 Геометрии и граничные условия 3D и 2D моделей ЭГД-теплообменника лезвие – плоскость (упрощенное лезвие).

На рис. 2.5 представлены геометрии 3D и 2D теплообменника, который представляет собой канал прямоугольного сечения, содержащий два электрода — лезвие и плоскость, причем последний также является нагревателем. Так как расчет замкнутой системы ЭГД-уравнений в 3D постановке является очень ресурсоемкой задачей, при численном исследовании соответствия 2D и 3D моделей рассматривалась упрощенная постановка, где область действия силы Кулона заменялась областью действия постоянной объемной силы (более подробно это рассмотрено в параграфе 4.1). То есть, в данной системе рассчитывалась только гидродинамика и теплоперенос (уравнения (2.1)–(2.2), (2.13)). Таким образом, поскольку на этом этапе не рассчитываются уравнения электростатики и переноса ионов, профиль лезвия может быть упрощен. В данном случае геометрия лезвия состоит из прямоугольника и полукруга на конце. Красные заштрихованные прямоугольники представляют собой область действия объемной силы, которая направлена от лезвия к нагревателю и равна  $5 \cdot 10^4 \text{ Н/м}^3$ . Значение объемной силы было выбрано из соответствия между рассчитанными и типичными скоростями ЭГД-течений (приблизительно 0.5 м/с). На боковых стенках теплообменника как в 2D, так и в 3D случаях используются адиабатические условия (для теплопередачи) и условия прилипания (для гидродинамики). Нагреватель моделируется заданием фиксированной температуры  $T_h = 80 \text{ }^\circ\text{C}$  на нижней границе

(линия для 2D и плоскость для 3D). В трехмерной модели жидкость втекает через торцевую стенку со средней скоростью  $u_0 = 1$  см/с и температурой  $T_{in} = 30$  °С; условие  $P = 0$  задается на выходе. В трехмерном случае уравнения (2.1)–(2.2), (2.13) рассчитываются в стационарной постановке, т.е. при  $\partial/\partial t = 0$ , тогда как для 2D модели рассчитывается переходная задача. Кроме того, чтобы настроить 2D задачу как можно ближе к 3D, нагреватель включается только тогда, когда ЭГД-течение установится; поэтому граничное условие температуры нагревателя изменяется при  $t_s = 10$  с от  $T_{in}$  до  $T_h$ , где время  $t_s$  оценивалось по расчетам в компьютерных моделях и на основе обзора литературы [158, 159].

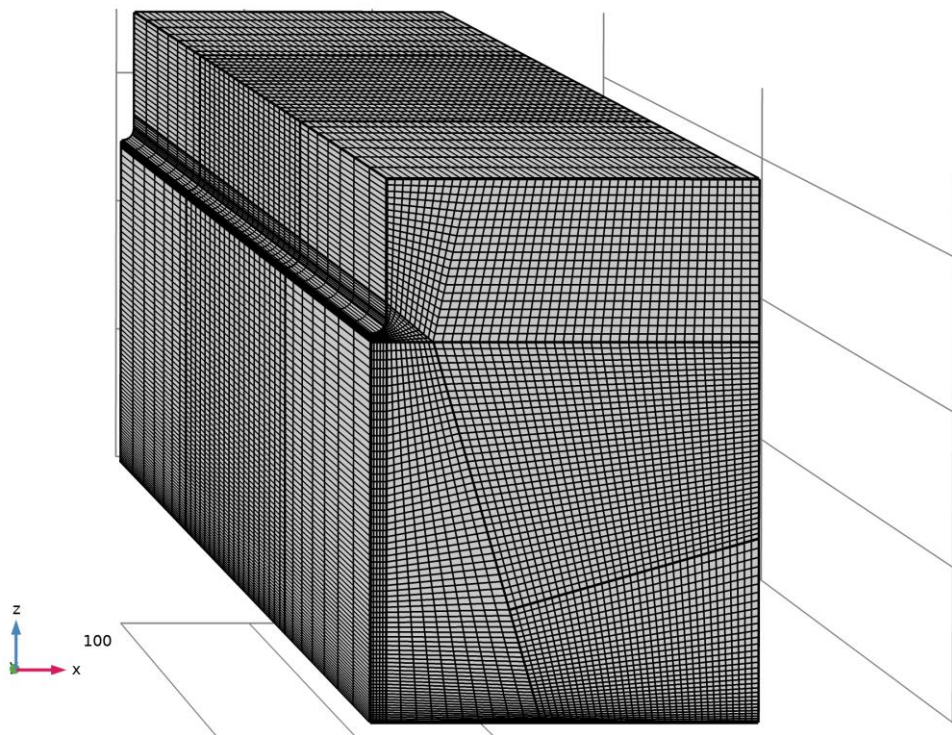


Рис. 2.6 Разбиение модели на конечные элементы в 3D модели упрощенной геометрии системы лезвие – плоскость. Вдоль оси  $y$  в начале и в конце прокатки моделировалась буферная зона установки течений. Длина всей модели — 100 мм, рабочей области — 40 мм.

На рис. 2.6 представлена сетка компьютерной модели проточного ЭГД-теплообменника в 3D постановке, в 2D постановке сетка соответствовала разбиению в сечении 3D модели. Так как в данном исследовании не рассчитывались уравнения Пуассона и Нернста-Планка, требования к сетке были ниже. Суммарное число элементов в 3D модели равнялось 154 700, а в 2D — 5 050.

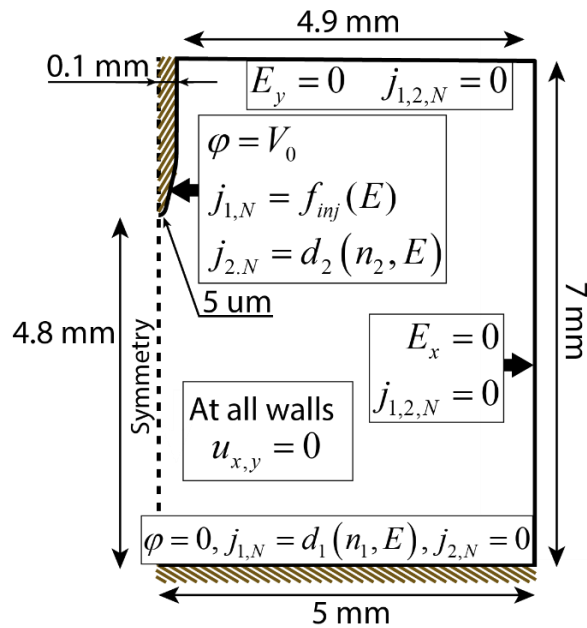


Рис. 2.7 Геометрия и граничные условия в сечении ЭГД-теплообменника лезвие – плоскость (реалистичное лезвие).

На втором шаге исследования проточного ЭГД-теплообменника рассчитывается полная система уравнений (2.1)–(2.13) в 2D постановке (без учета усиления диссоциации, т.е. при  $F_{\text{Ons}} = 1$ ). Соответствующая геометрия и часть граничных условий показаны на рис. 2.7, тогда как граничные условия для уравнения теплопереноса соответствуют тем, что представлены на рис. 2.5 для 2D модели. Стоит отметить, что усиление диссоциации под действием электрического поля не учитывалось, как минимум, из-за малости низковольтной проводимости исследуемой жидкости.

#### 2.2.2.4. Проточный ЭГД-теплообменник «пять проволок – цилиндрический канал»

На рис. 2.8 представлены геометрия и граничные условия 2D компьютерной модели, в которой рассчитываются процессы в поперечном сечении экспериментально исследуемой системы проточного ЭГД-теплообменника «пять проволок – цилиндрический канал» (макет в 2.3.3.3). Рассчитывалась только четверть модели (правая нижняя четверть) из-за наличия плоской симметрии в двух сечениях. Конечно-элементная сетка компьютерной модели строилась по аналогии с моделью, представленной в разделе 2.2.2.2.

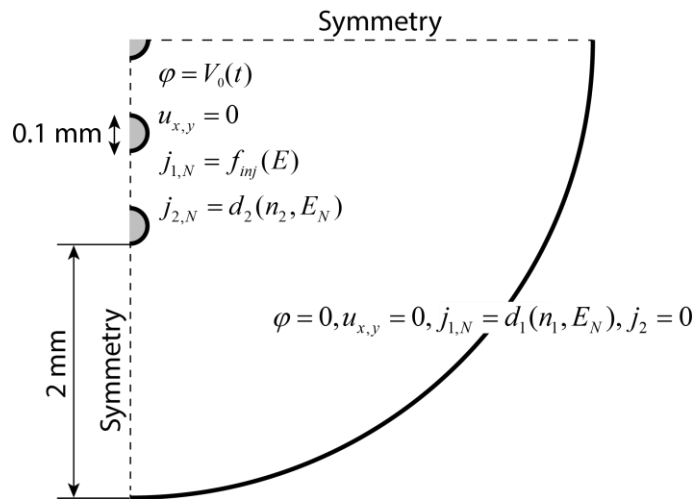


Рис. 2.8. Геометрия и граничные условия компьютерной модели, экспериментально исследуемого ЭГД-теплообменника.

Моделирование экспериментально исследуемого теплообменника основано на описанном в разделе 4.1 методе 2D нестационарной модели, где изменение времени  $t$  соответствует смещению вдоль оси канала на расстояние  $z = u_0 \cdot t$ .

#### 2.2.2.5. ЭГД-насос «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры»

При численном исследовании ЭГД-насоса моделировалась система, представленная на рис. 2.9. Численная модель представляла собой пару фольгированных диэлектрических барьеров с отверстиями диаметром 0.62 мм. Геометрия рассчитывалась с учетом осевой симметрии. Основные параметры геометрии: высота модели — 8 мм, ширина модели — 4 мм, толщина диэлектрического барьера — 212 мкм, толщина фольги — 28 мкм, спейсер (вставка для фиксации расстояния между диэлектрическими барьерами) — 1 мм.

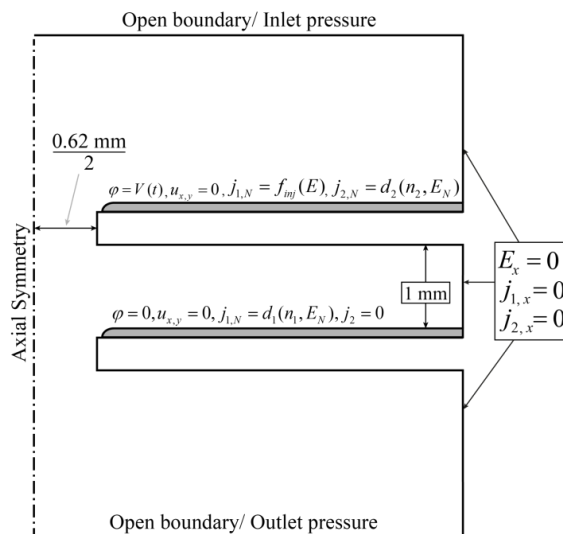


Рис. 2.9 Схематическое изображение геометрии и граничных условий ЭГД-насоса «фольгированные диэлектрические барьеры с отверстием».

В этой геометрии задавались стандартные граничные условия для расчета ЭГД-течений. Ширина и высота модели определялась таким образом, чтобы их дальнейшее увеличение не изменяло рассчитываемые характеристики ЭГД-насоса. Кромка отверстия в геометрии строилась таким образом, чтобы не было противоречий между граничными условиями на электроде и диэлектрике, поэтому стык делался под прямым углом.

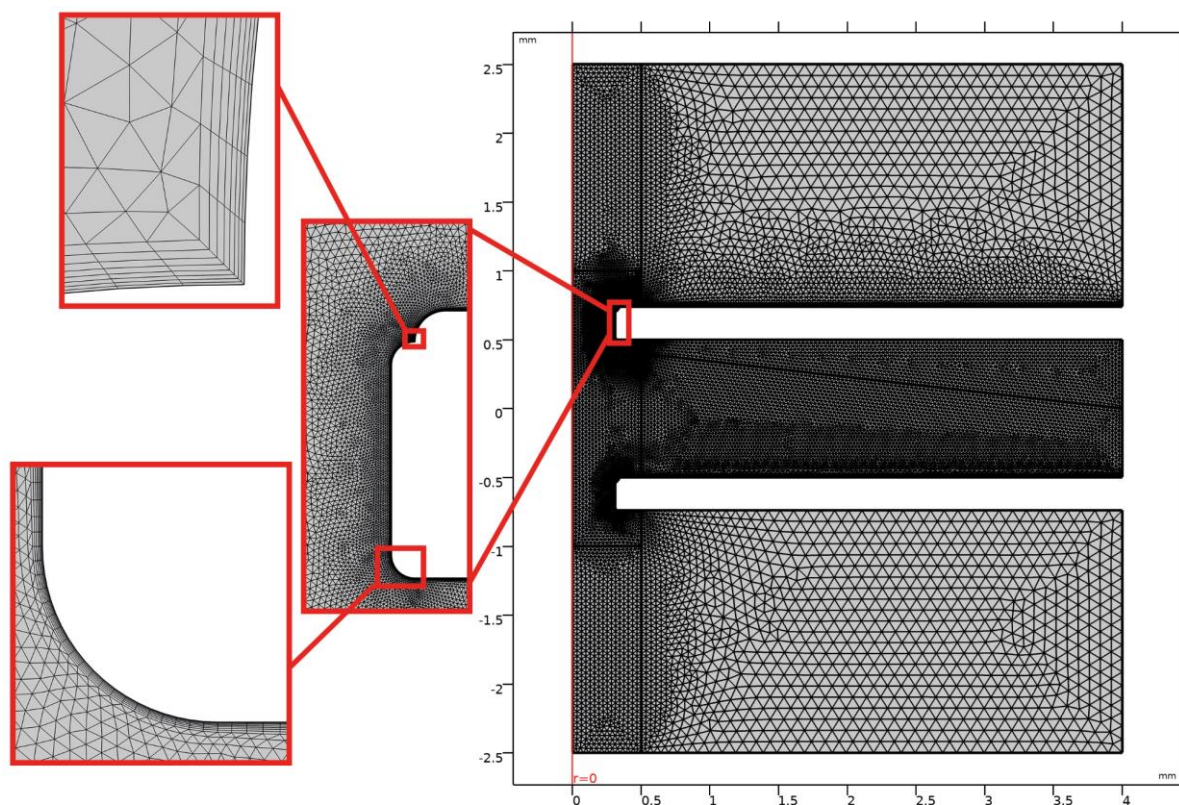


Рис. 2.10 Разбиение на конечные элементы в системе фольгированных диэлектрических барьеров с одиночными отверстиями.

Итеративно была оптимизирована сетка в областях больших градиентов расчетных величин (рис. 2.10). Основной акцент при построении сетки уделялся следующим областям: кромка отверстия и вся его боковая часть, где происходят процессы зарядообразования и расположена область ускорения жидкости, и внутри отверстия вдоль текстолита, где локализовано течение жидкости и расположены вихри внутри отверстия.

## 2.3. Экспериментальные методы исследования

### 2.3.1. Измерение токовых характеристик

Основными измеряемыми в данной работе токовыми характеристиками являются зависимость протекающего тока от времени, так называемая ампер-секундная характеристика (АСХ), и зависимость протекающего электрического тока от напряжения — вольт-амперная

характеристика (ВАХ). Исследование токовых характеристик подразумевает исследование низковольтной и высоковольтной проводимостей жидкости.

Для измерения низковольтной проводимости применяется стальная плоскопараллельная ячейка с охранными электродами ЯПИ-3, соответствующая ГОСТ 6581-75. Межэлектродный промежуток ячейки равняется 2 мм. Во время измерений на ячейку подавалось напряжение от 9 до 500 В, где для каждого измерения записывалось по три десятисекундных АСХ. Низковольтная проводимость измерялась по следующей формуле:

$$\sigma_0 = \frac{I}{V} \left( \frac{L}{S} \right), \quad (2.14)$$

где  $\frac{L}{S}$  — отношение величины межэлектродного промежутка к площади электрода, которое для измерительной ячейки равняется единице.

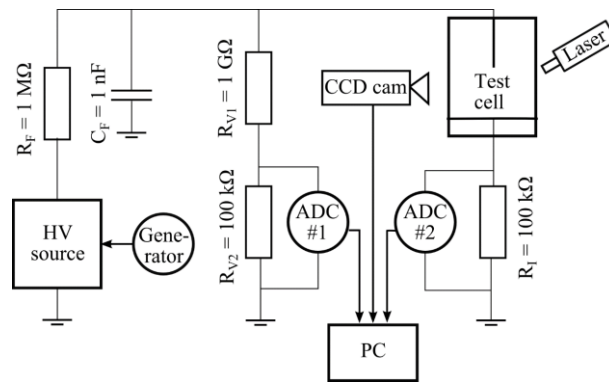


Рис. 2.11 Схема экспериментальной установки измерения высоковольтной проводимости (взято из [59]).

Блок-схема экспериментальной установки для измерения высоковольтной проводимости представлена на рис. 2.11. Она состоит из высоковольтного источника ВИДН-30, напряжение на котором модулируется при помощи высокочастотного генератора АКПП-3409/5. Исследуемая жидкость заливается в специальную измерительную ячейку с системой электродов лезвие – плоскость, которая характеризуется сильной неоднородностью распределения электрического поля. Последнее позволяет создать необходимые условия для активации высоковольтных механизмов зарядообразования, но в то же время избежать электрического пробоя жидкости. Тип электрода (радиус закругления, металл и прочее) выбирается в зависимости от цели эксперимента. Напряжение и ток измеряются при помощи двух отдельных быстродействующих аналогово-цифровых преобразователей, чтобы исключить межканальную наводку, которая может исказить измеряемый сигнал.

В качестве вольт-амперных характеристик в настоящей работе применяются динамические вольт-амперные характеристик (ДВАХ). Под ДВАХ понимаются вольт-амперные характеристики, полученные при линейно изменяющемся напряжении (рис. 2.12). Эта методика была впервые введена в работе [1], но в ней еще не была решена основная проблема, связанная с

емкостным током  $I_c = C \frac{dV}{dt}$ . Сейчас эта проблема решена [160], и данная методика регистрирования токовых характеристик активно используется [59, 64, 161]. В данной работе основной объем данных получен именно для линейно модулированного напряжения (динамически изменяющегося) в силу ряда преимуществ подобного подхода.

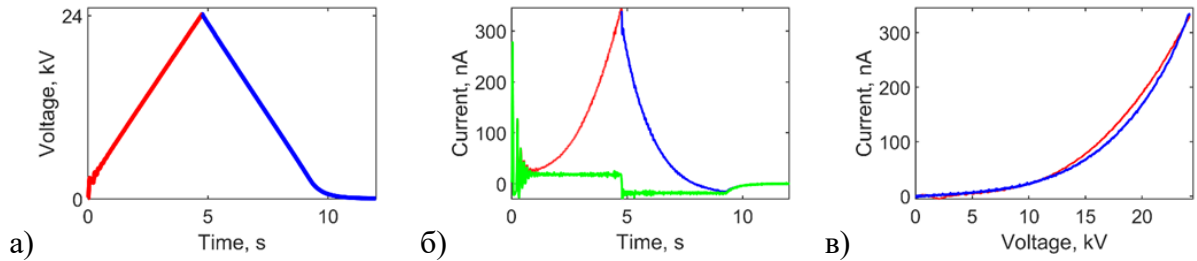


Рис. 2.12 Иллюстрация порядка измерения динамических вольт-амперных характеристик: (а) подача линейно растущего и линейно спадающего напряжения на систему (красная кривая — растущее, синяя кривая — спадающее напряжение); (б) измерение полного электрического тока и выделение из него емкостной компоненты (зеленая кривая – емкостная компонента тока); (в) вычитание емкостной тока из полного и построение ВАХ.

Раньше получение вольт-амперных характеристик было очень трудоемкой задачей, т.к. получение данных проводилось поточечно. А именно, к системе прикладывалось известное постоянное напряжение  $V_0$ , после чего протекающий электрический ток регистрировался при помощи пикоамперметра. После процедуры усреднения осциллограммы тока  $I(t)$  получалось среднее значение тока, протекающего в системе при прикладывании напряжения  $V_0$ . Т.е. результатом довольно долгого эксперимента (или численного моделирования) была лишь одна точка вольт-амперной характеристики, в то время как для построения полноценной зависимости требуются десятки точек (в зависимости от рассматриваемого диапазона напряжений). В свою очередь, из-за наличия нестабильных ЭГД-течений осциллограммы токов имели иногда значительные флуктуации и выбросы. Также за время измерений в комнате могла значительно измениться температура окружающего пространства, что очень сильно влияет на значения протекающих токов, поскольку в жидких диэлектриках изменение температуры всего на  $1^\circ\text{C}$  приводит к изменению проводимости примерно на 10% [59].

Методика ДВАХ лишена всех описанных выше недостатков, т.к. модуляция проходит за короткое время по сравнению с характерными временами других процессов, например, по сравнению со временем, за которое температура успевает измениться на  $1^\circ\text{C}$ . Кроме того, такая методика снятия ВАХ несет в себе больше информации, которая заключается в отличие прямого и обратного хода модуляции напряжения (так называемом гистерезисе), который позволяет получить дополнительную информацию об особенностях высоковольтного токопрохождения.



### 2.3.2. PIV метод — оптический метод измерения полей скорости

Метод лазерной анемометрии визуализирующих частиц (или PIV-метод) работает на принципе статистического анализа смещения ансамбля частиц. Во всех экспериментах использовалась полые боросиликатные шарики. Их концентрация выбиралась таковой, чтобы не изменять токовые характеристики. Концентрация частиц в жидкости, в соответствии с рекомендацией из [162], не превышала 0.15 г/л.

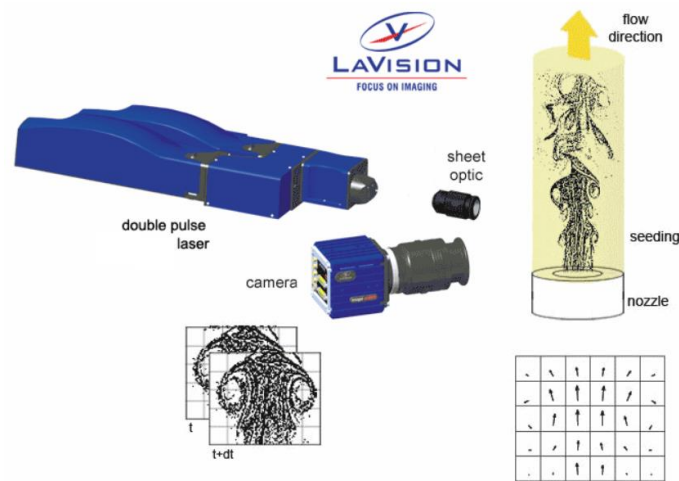


Рис. 2.13. Схема, иллюстрирующая принцип работы PIV-метода. Иллюстрация взята с сайта компании LaVision.

На рис. 2.13 представлена оптическая схема установки. Специальная цилиндрическая линза создает оптический нож с шириной в поперечном направлении 0.5–1 мм. Для регистрации изображений используется 14-битная ПЗС-камера с разрешением изображения 1600 на 1200 пикселей, синхронизированная с импульсной подсветкой: смена кадров происходит между двумя импульсами лазера. После регистрации кадры разбиваются на небольшие области (так называемые окна, как правило, размером 48 на 48 пикселей), и между соответствующими окнами с двух кадров вычисляется наиболее вероятное смещение частиц. Смещение определяется по положению максимума функции кросс-корреляции, примененной к окнам как к матрицам интенсивности зарегистрированного свечения. С учётом того, что задержка между импульсами лазера известна, определяется средняя скорость частиц в пределах выбранного окна. Рассмотрение множества окон позволяет получить значение скорости в разных точках сечения и, таким образом, восстановить поле скоростей. Обработка данных производилась при помощи программы DaVis, поставляемой вместе с оборудованием. Исследовались стационарные течения, поэтому поле скоростей определялось по множеству пар кадров (десятки пар).

### 2.3.3. Используемые экспериментальные кюветы и установки

В данном разделе рассмотрим основные экспериментальные макеты, используемые при исследовании характеристик ЭГД-систем.

#### 2.3.3.1. Лезвие – плоскость

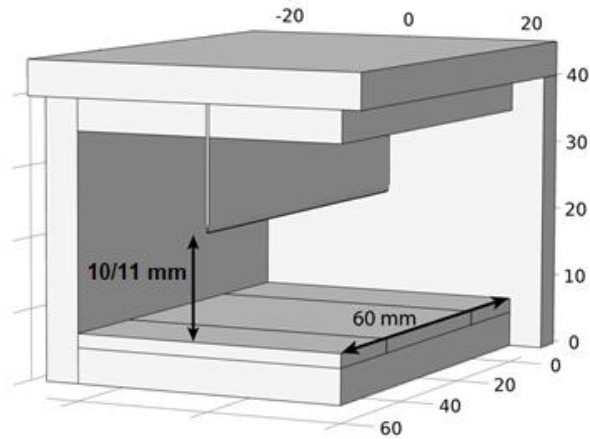


Рис. 2.14. Иллюстрация экспериментальной кюветы лезвие – плоскость.

Для проведения эксперимента по **определению функции инжекции и исследованию ее температурной зависимости** был собран экспериментальный стенд — система электродов лезвие – плоскость, где на лезвие подавалось высокое напряжение, а плоскость заземлялась. Соответствующая геометрия схематически представлена на рис. 2.14. Данная конфигурация электродов характеризуется сильнонеоднородным распределением электрического поля (которое необходимо для возникновения инжекции ионов), а также стабильными ЭГД-течениями и токовыми характеристиками [163].

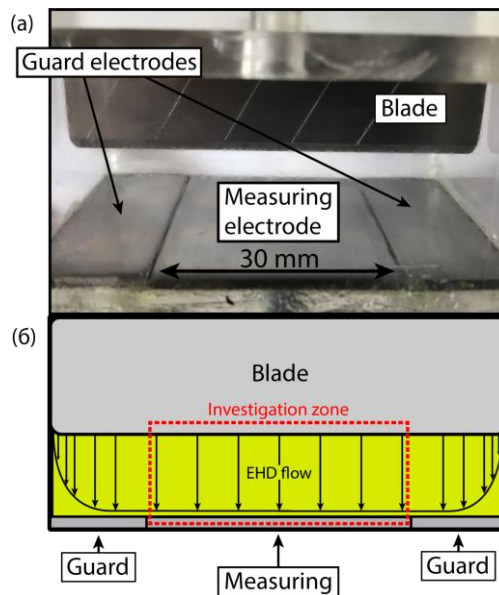


Рис. 2.15 (а) фотография основания экспериментальной ячейки лезвие – плоскость с боковой стороны и (б) схематическое изображение краевых эффектов.

Так как на основе измеряемых в эксперименте величин проводится сравнение с компьютерным моделированием, особо важно максимально приблизить постановку реального и численного экспериментов друг к другу. В силу этого, для того чтобы избавиться от краевых эффектов в измерениях ДВАХ, электрод-плоскость был разделен на три части (рис. 2.15а): центральную, с которой проводятся измерения, и крайние — охранные. Таким образом, краевые эффекты, связанные с электростатикой (инжекция с торцов лезвия) и гидродинамикой (влияние торцевых стенок на течение вдоль лезвия представлено на рис. 2.15б), исключались из регистрируемых токовых характеристик.

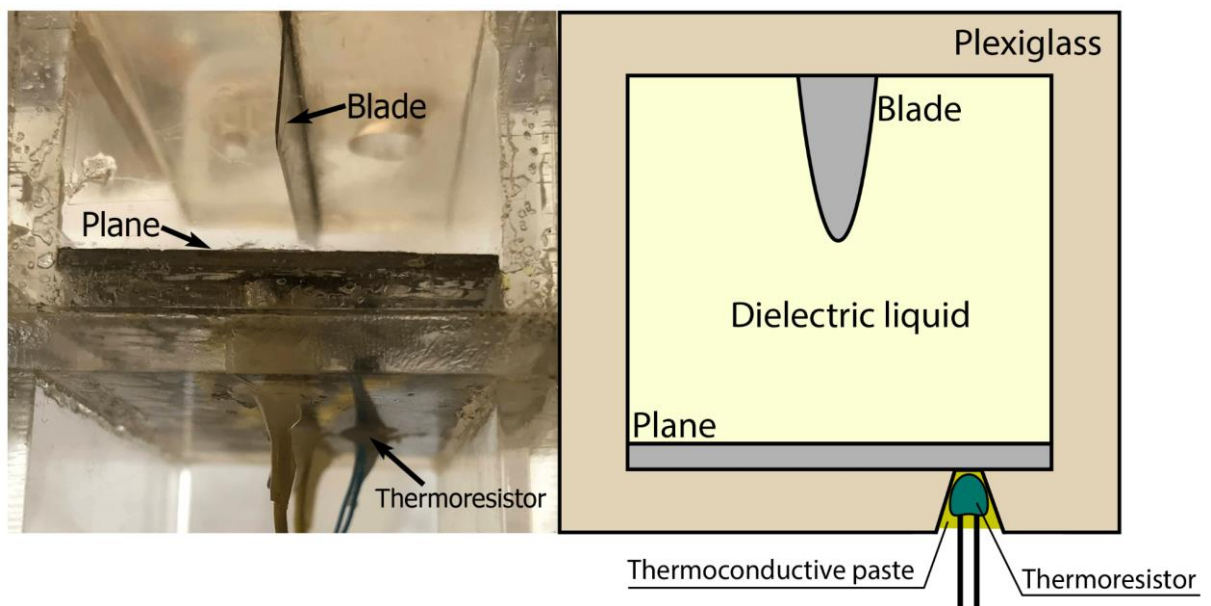


Рис. 2.16 Фотография нижней стенки экспериментальной ячейки и схематическая иллюстрация сечения кюветы.

Также для достоверности полученных экспериментальных данных в экспериментальную ячейку снизу был внедрен терморезистор для постоянного контроля температуры жидкости (рис. 2.16). Стоит отметить, что ранее для измерения температуры приходилось приостанавливать эксперимент, вносить термистор сверху через крышку и записывать результат. Теперь же появилась возможность при наличии ЭГД-перемешивания регистрировать полученные температуры.

#### 2.3.3.2. «Плоскость – шесть проволок – плоскость»

**Для исследования зависимости функции инъекции от конфигурации электродов при неизменной рабочей жидкости и материале электродов** была собрана экспериментальная ячейка со сменными электродами-проводами, в которой возникают стабильные ЭГД-течения (рис. 2.17).

Экспериментальный макет состоит из крышки (рис. 2.17а) и основания (рис. 2.17б). В крышке расположено шесть отверстий, через которые натягиваются проволоки. Основание представляет собой оргстеклянную кювету, внутри которой находятся две плоскости, каждая из них разделена на три части. С центральной части регистрируются токи, а крайние плоскости выступают в роли охранных электродов (рис. 2.17в и 2.17г). Особенностью данной системы является возможность замены электродов-проводов, что использовалось при исследовании зависимости функции инъекции от материала проволок.

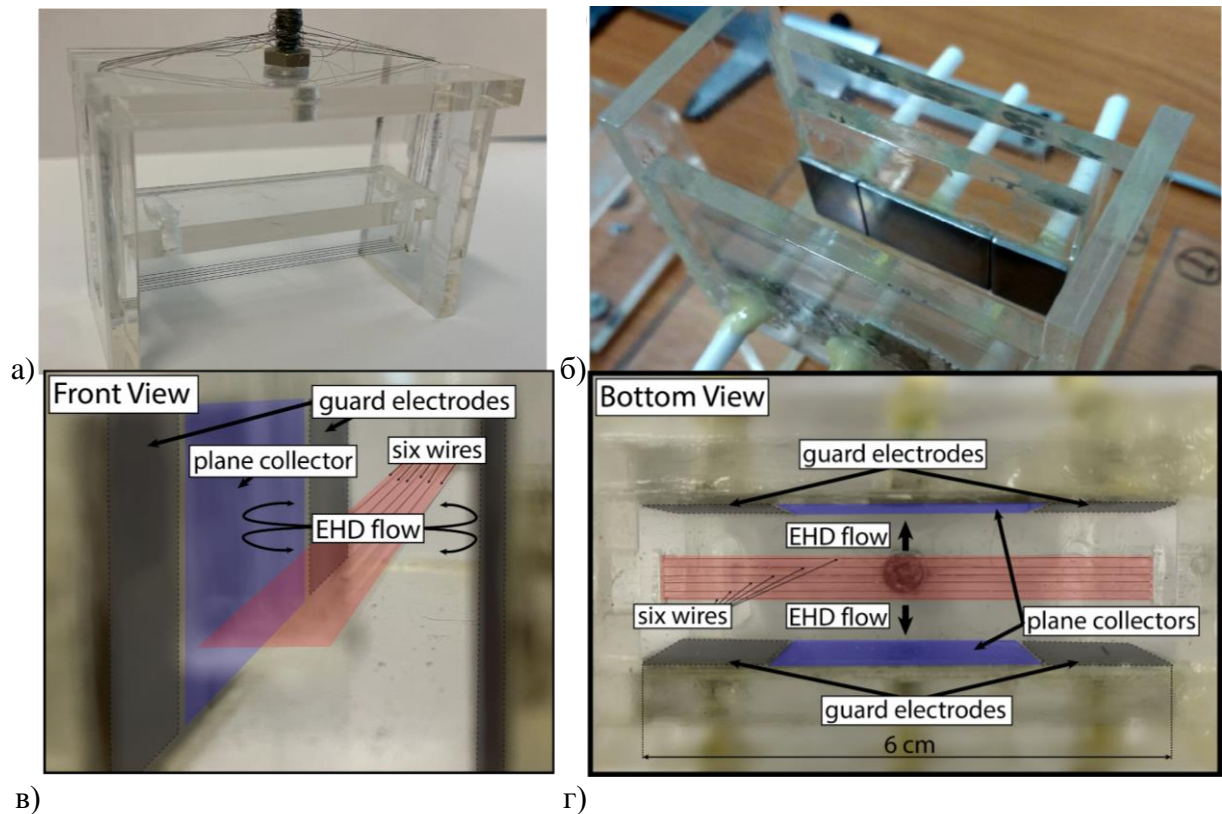


Рис. 2.17 Экспериментальная установка плоскость – шесть проволок – плоскость: (а) фотография крышки, (б) фотография основания, (в) фотография спереди (с иллюстрациями) и (г) фотография снизу (с иллюстрациями).

В качестве металла высоковольтного электрода-проволоки был выбраны нихром NI80 (российский ГОСТ X20H80) и проволоки из нержавеющей стали AISI 304 (российский ГОСТ 08X18H10). Нихром X20H80 — сплав нихрома следующего состава: С (<0.1%); Si (0.9–1.5%); Mn (<0.7%); S (<0.02%); F (<0.03%); Cr (20–23%); Ni (72.65–79.1); Ti (<0.3%); Al (<0,2%); Fe (<1.5%). Предел прочности нихрома 0.7 – 0.8 ГПа в два раза больше предела прочности для меди 0.3-0.4 ГПа, что и обосновывает выбор данного материала. Работа по выходу электрона из NI80  $\approx$  4.8 эВ. Химический состав нержавеющей стали AISI 304: С (<0.08%); Cr (18–20%); Fe (66.345–74%); Mn (<2%); Ni (8–10.5%); P (<0.045%); S (<0.03%); Si (<1%).

### 2.3.3.3. Проточный ЭГД-теплообменник «пять проволок – цилиндрический канал»

В настоящем разделе описывается экспериментальная установка для **исследования проточного ЭГД-теплообменника**. На рис. 2.18 представлены иллюстрация экспериментального стенда системы охлаждения. Насос прокачивает жидкость с постоянным расходом, измеряемым расходомером с точностью  $\pm 0.2$  мл/с. После того, как жидкость протекает и прогревается в тестируемой области, она охлаждается до желаемой температуры в погруженном в воду радиаторе. Для упрощения процесса заполнения замкнутого контура в системе имеются два резервуара.

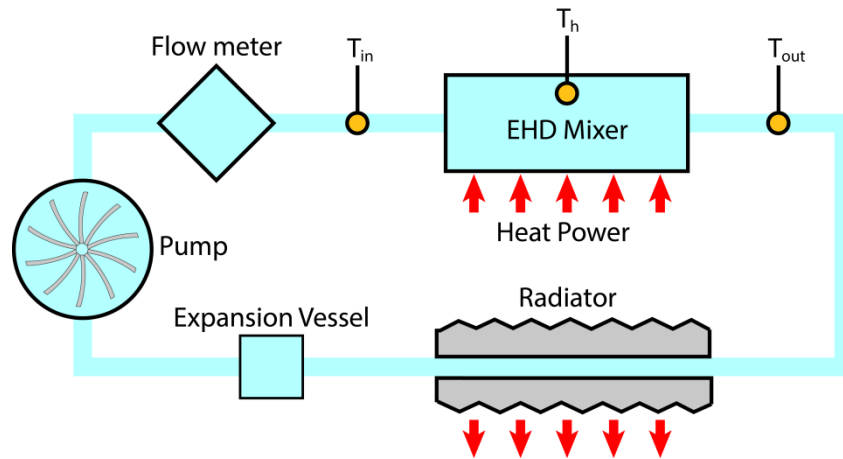


Рис. 2.18 Иллюстрация замкнутого контура системы охлаждения.

Тестируемая секция более подробно представлена на рис. 2.19. Цилиндрический канал (диаметром 6 мм), по которому протекает жидкость, находится в медном блоке. Нижнее отверстие сделано для помещения в него патронного нагревателя с контролируемой мощностью тепловыделения. Высокое напряжение подавалось на систему из пяти проволок, т.е. на так называемое «проволочное лезвие», которое натягивалось в цилиндрическом канале. Медный блок заземлялся. Межэлектродный зазор для верхней и нижней проволок составляет 2 мм.

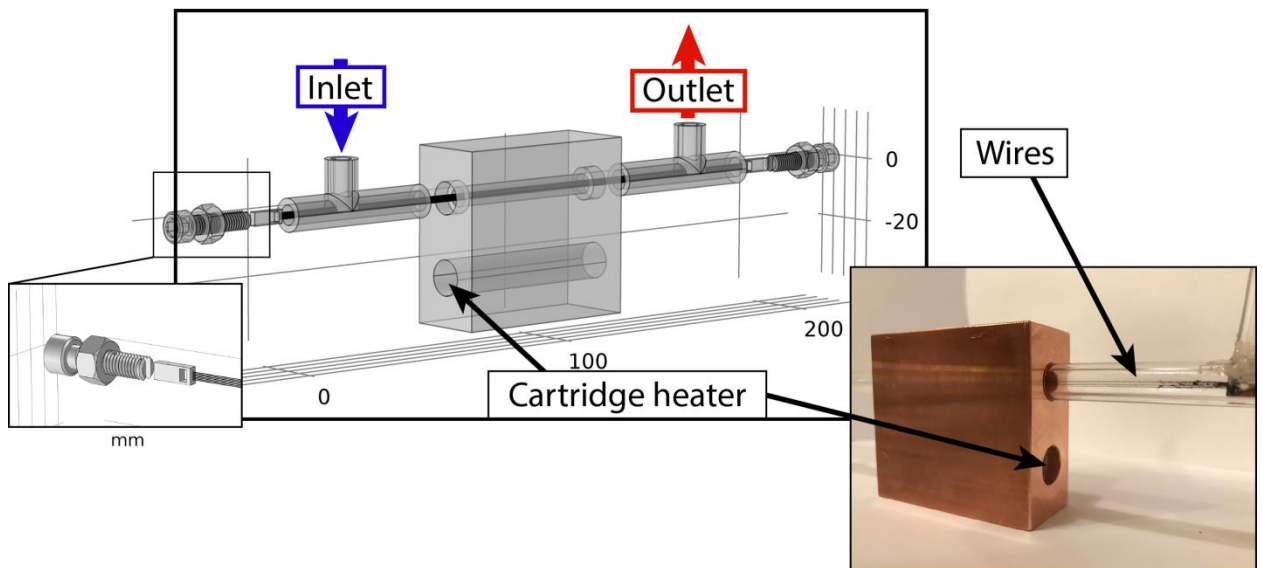


Рис. 2.19 Схема экспериментальной установки для исследования характеристик проточного ЭГД-теплообменника.

Одним из основных критериев, которым должна была удовлетворять геометрия медного блока — это однородность распределения температуры по поверхности цилиндрического канала. Это условие необходимо для дальнейшего сравнения экспериментальных данных с компьютерным моделированием — в компьютерной модели нагреватель моделируется заданием фиксированной температуры, измеренной в эксперименте. Таким образом, при проектировании экспериментального стенда был применен аппарат компьютерного моделирования. На рис. 2.20а

представлена геометрия и граничные условия рассчитываемой задачи распределения тепла в медном блоке за счет теплопроводности. На поверхности отверстия, в котором расположен патронный нагреватель, задавалось граничное условие — выделение 15.7 Вт мощности. В углу фиксировалась температура в 60 °С, данное условие связано с неопределенностью задачи, т.к. все граничные условия задаются только на теплотокки. На рис. 2.20б представлен поверхностный график распределения температуры в сечении медного блока. Во всей модели перепад температур менее 1 °С. График на рис. 2.20в представляет зависимость температуры (в Кельвинах) от пути на поверхности канала. Как можно видеть, перепад температуры меньше 0.2 °С, что является отличным результатом, позволяющим принять температуру на поверхности канала за константу.

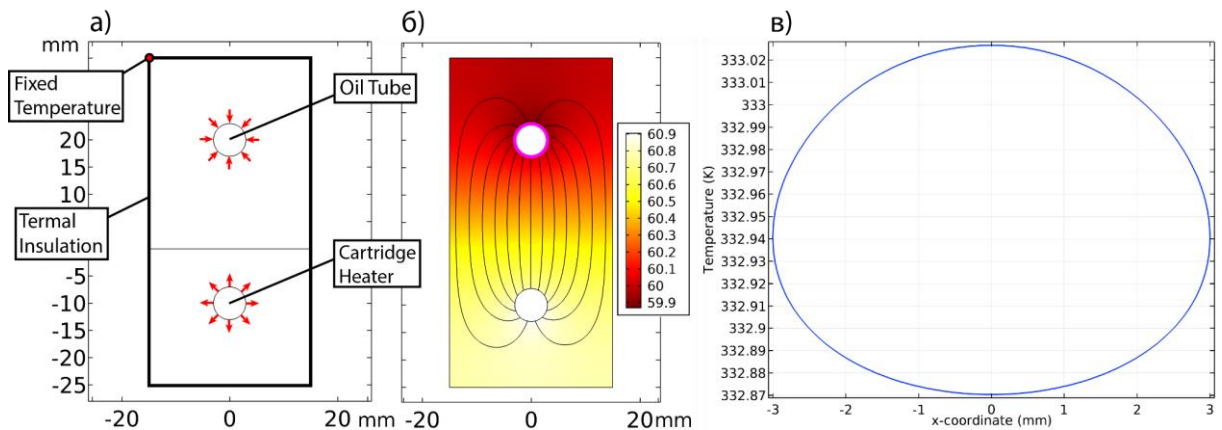


Рис. 2.20 (а) геометрия и граничные условия модели медного блока. (б) распределение температуры в медном блоке. (в) график распределения температуры вдоль границы канала протока жидкости (в).

Также компьютерное проектирование применялось на стадии сборки системы высоковольтных проволок. В силу того, что в данной системе проводятся измерения токовых характеристик, генерируемые ЭГД-течения должны быть стабильными, что в случае проволок является очень нетривиальной задачей. Для правильного подбора количества электродов и межэлектродных расстояний было проведено компьютерное моделирование ЭГД-течений в системе, представленной на рис. 2.21. На этом рисунке показана лишь часть рассмотренных геометрий: 3 и 5 проволок, а также идеальный, но трудно реализуемый на практике, случай — лезвие. Из полученных результатов можно заключить, что 3 проволоки не дают стабильных течений, а течения в 5-ти проволочной системе совпали с течениями в системе лезвие-канал. Таким образом, было принято решение об использовании «пяти проволочного лезвия».

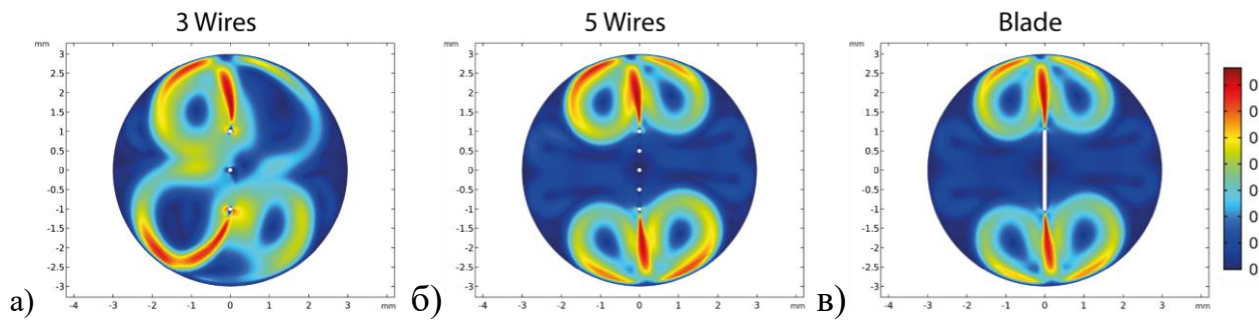


Рис. 2.21. Характерные распределения скорости, полученные при решении переходной задачи, в системах с 3 (а) и 5 (б) проволоками и с лезвием (в).

Исследование разделяется на две части: режим прокатки без подаваемого на систему электродов напряжения и режим ЭГД-перемешивания. При помощи термисторов измеряются три основные температуры: температура на входе в ЭГД-теплообменник, на выходе и, непосредственно, температура нагревателя (используется в качестве граничного условия в компьютерной модели 2.2.2.4).

#### 2.3.3.4. Игла – охлаждаемая плоскость

В ЭГД-системе теплоотвода важным требованием является **временная стабильность характеристик**. Кроме того, желательно, чтобы основным механизмом высоковольтного зарядообразования являлся эффект Вина (из-за его теоретически предполагаемой стабильности со временем). Последнее условие реализуется тогда, когда рабочая жидкость обладает проводимостью порядка  $10^{-8}$  См/м. В жидкости с такой высокой проводимостью при подаче напряжения в десятки киловольт будут протекать большие токи (для ЭГД большими токами уже могут считаться единицы микроампер), что будет приводить к заметному влиянию джоулевого нагрева при использовании замкнутых систем малого размера. К примеру, при тепловыделении 1 Вт (соответствует 10 кВ напряжения и току 10 мкА) в объеме  $1 \text{ см}^3$  за одну секунду температура жидкости будет подниматься примерно на 0.08 градуса, а за минуту — на 5 градусов, что, согласно ранее полученным данным, может почти двукратно изменить значение низковольтной проводимости жидкости. Поэтому при проведении измерений токовых характеристик для определения высоковольтной стабильности жидкости, доминирующим механизмом зарядообразования в которой является эффект Вина, довольно проблематичным является обеспечение неизменности температуры в процессе измерений. Для решений данной проблемы возможны два основных пути. Первый — это использование экспериментальной ячейки большого объема (более 100 мл), однако даже в таких больших системах влияние будет проявляться на масштабах часов. Вторым выходом является конструирование экспериментальной ячейки с усиленным теплоотводом.



Требования к экспериментальной ячейке, в которой возможно поддержание фиксированной температуры и исследование испаряющихся жидкостей:

- малость влияния джоулева нагрева,  $\Delta T$  менее  $1\text{ }^\circ\text{C}$
- герметичность (в случае использования летучих основ и примесей)
- наличие датчика температуры
- высокое значение напряженности электрического поля,  $E_{\max}$  более  $10^7\text{ В/м}$
- нелинейность ДВАХ,  $I/I_0 \geq 2$ , где  $I_0$  — вклад проводимости (закон Ома) в полный электрический ток
- «химическая инертность» материалов корпуса.

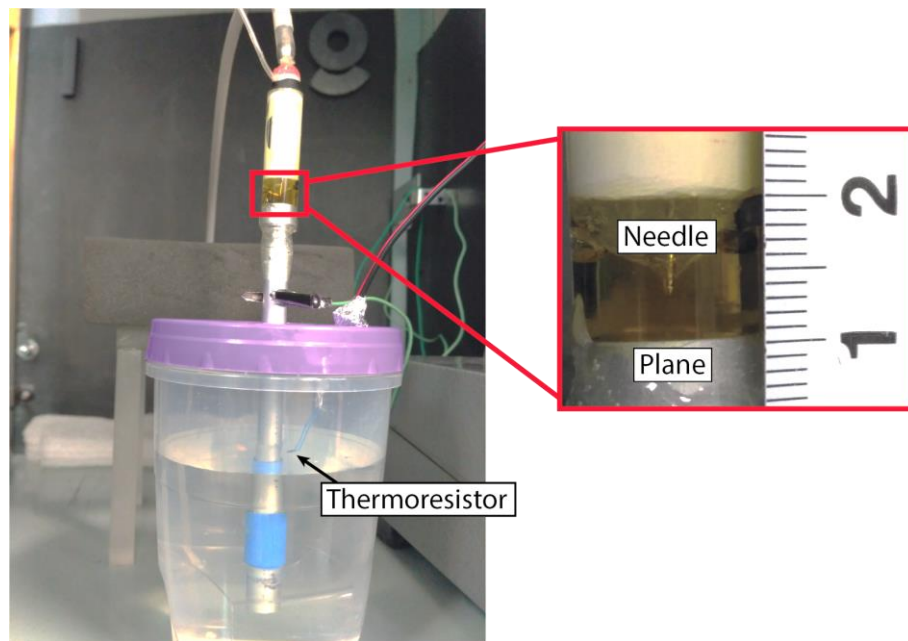


Рис. 2.22 Фотография экспериментальной ячейки «игла – охлаждаемая плоскость» для исследования временной стабильности высоковольтного зарядообразования.

На рис. 2.22 представлена собранная экспериментальная ячейка для измерения токовых характеристик. Она представляет собой корпус из оргстеклянной трубки, в который герметично помещался высоковольтный электрод — игла. В качестве противоэлектрода использовался алюминиевый стержень. Один торец стержня играл роль заземленной плоскости в системе электродов игла-плоскость, другой же помещался в водный термостат. Температура воды постоянно регистрировалась при помощи термистора. Геометрические характеристики ячейки: диаметр стержня  $d$  — 1 см; длина ячейки  $L$  — 10 см. При характерных значениях тепловыделения (оцениваемого на основе значений тока и напряжения) перепад температур между торцами стержня составляет примерно:

$$\Delta T = W \cdot L / S \cdot k = 4 \cdot I \cdot V_0 \cdot L / \pi \cdot d \cdot k = 0.006\text{ }^\circ\text{C},$$

где  $I = 1\text{ мкА}$ ,  $V_0 = 10\text{ кВ}$ ,  $k = 204\text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ . Таким образом, собранная экспериментальная система обеспечит изотермичность исследуемой жидкости.

### 2.3.3.5. ЭГД-насос «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры»

В экспериментах по исследованию ЭГД-насоса в качестве электродов использовались два листа текстолита, ламинированные медной фольгой (28 мкм) с одной стороны. Толщина текстолита составляла 212 мкм. Электропроводность текстолита, служащего в качестве электродной изоляции, измерялась с помощью плоских электродов и оказалась пренебрежимо малой (менее  $10^{-13}$  См/м).

Образцы фольгированного текстолита были получены из двух партий с одинаковыми геометрическими параметрами. В первой партии отверстия диаметром около 0.53 мм были выполнены с помощью сверла 0.5 мм, а во второй партии – с использованием сверла 0.6 мм, что давало диаметр отверстий примерно 0.62 мм.

Для фиксации межэлектродного зазора между листами фольгированного текстолита использовалась прокладка из полиэтилентерефталата (ПЭТ) толщиной 1 мм с концентричным отверстием диаметром 8 мм. Отверстия в электродах и прокладке были выровнены друг с другом. В ЭГД-насосе всегда применялись электроды из одной и той же партии с одинаковыми размерами отверстий.

Экспериментальные исследования имели две поставленные задачи. Первая задача заключалась в исследовании характеристик ЭГД-насоса с одним отверстием. Для этого применялись электроды из партии, где диаметр отверстий составлял 0.62 мм. Впоследствии, именно эти экспериментальные данные и сравнивались с компьютерным моделированием, что объясняет выбор диаметра отверстия в компьютерной модели — 0.62 мм (рис. 2.9). Вторая задача и сопутствующие ей эксперименты нацелены на исследования масштабируемости характеристик ЭГД-насоса. В этих исследованиях применялись электроды из другой партии и с диаметром 0.53 мм (рис. 2.24).

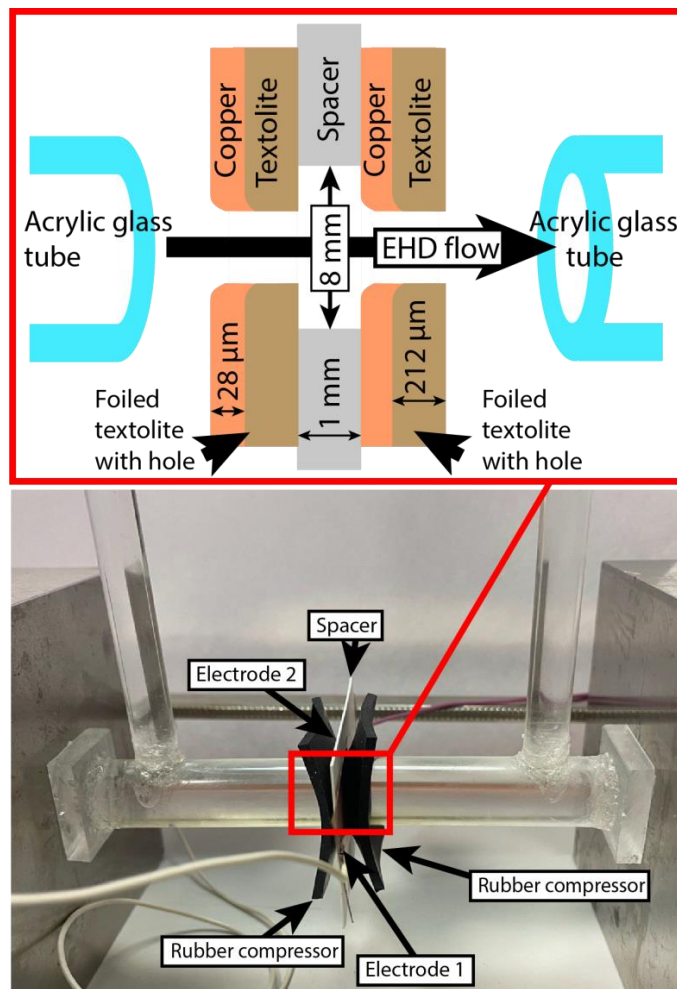


Рис. 2.23 Схематическое изображение и фотография экспериментальной установки для исследования ЭГД-насоса.

На рис. 2.23 показана установка, на которой исследовались характеристики ЭГД-насоса. Система электродов была зажата между двумя склеенными между собой изогнутыми трубками из акрилового стекла диаметром 25/19 мм (внешний/внутренний) и 20/16 мм. Прямоугольная заглушка была приклеена на одну сторону большей трубы и упиралась в зажимную систему. Электроды закреплялись между трубками на их открытых сторонах. Вертикальные трубки из акрилового стекла были параллельны друг другу. Точность измерения высоты столба жидкости составляла 1 мм.

Вся система действовала как открытый U-образный манометр для измерения механических характеристик насоса (давления и расхода). Измерения проводились после импульсного включения высокого напряжения. В начальный момент столбы жидкости в двух трубках находились в равновесии на определенном уровне (так как высота всей системы составляла 50 см, система заполнялась так, чтобы равновесный уровень был на высоте 25 см). После подачи напряжения уровень жидкости в одной из трубок начинал подниматься, и с помощью видеокамеры (240 кадров в секунду) записывалась зависимость высоты столба от времени ( $h_i, t_i$ ). Мгновенные значения скорости изменения высоты столба использовались для определения мгновенных

расходов, соответствующих данному перепаду высот между столбами. Таким образом, вся расход-напорная характеристика насоса ( $Q-P$ ), соответствующая данному значению напряжения, измерялась во время одного включения напряжения. Значение напряжения менялось, и на рис. 5.31 показан график зависимости характеристик от значения напряжения.

Поскольку внутренний диаметр вертикальных труб был выбран достаточно большим (16 мм), скорость столба жидкости была относительно низкой, и, соответственно, время, в течение которого высота столба изменялась на 5 мм, составляло более 1 с. В свою очередь, переходные процессы в самом насосе можно оценить через время максвелловской релаксации заряда  $\tau_M = \epsilon\epsilon_0/\sigma_0 = 1$  мс. Поскольку характерное время электрофизических процессов в насосе во много раз меньше времени, в течение которого успевает измениться перепад давления, полученные данные о зависимости высоты напора от времени можно считать квазистационарными и корректными для представления характеристик насоса на  $Q-P$  (для конкретного напряжения).

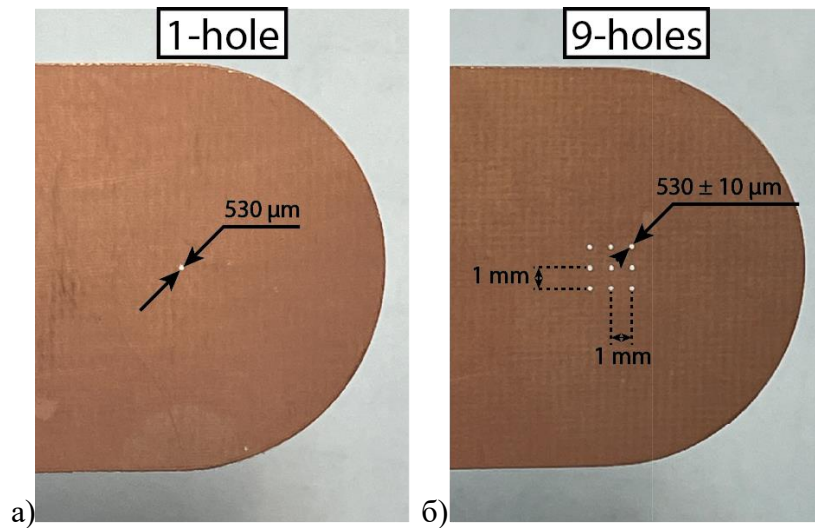


Рис. 2.24 Фотографии электродов с одним отверстием (а) и девятью отверстиями (б). Используемое сверло имело диаметр 0.5 мм.

Масштабируемость системы с точки зрения расхода (мл/с) была исследована в дополнение к изучению производительности насоса с одним отверстием (рис. 2.24а). Для этого использовалась пара электродов с девятью отверстиями в каждом (рис. 2.24б). Сверлильное оборудование и технология были такими же, как и для насоса с одним отверстием. Средний диаметр отверстий составлял 530 мкм, расстояние по горизонтали и вертикали между краями отверстий составляло 1 мм. В эксперименте измерялись приложенное напряжение, ток, расход и генерируемое давление. Перед экспериментами рабочая жидкость (додекан + 10% Span 85) фильтровали, после чего измеряли ее электропроводность и относительную диэлектрическую проницаемость.

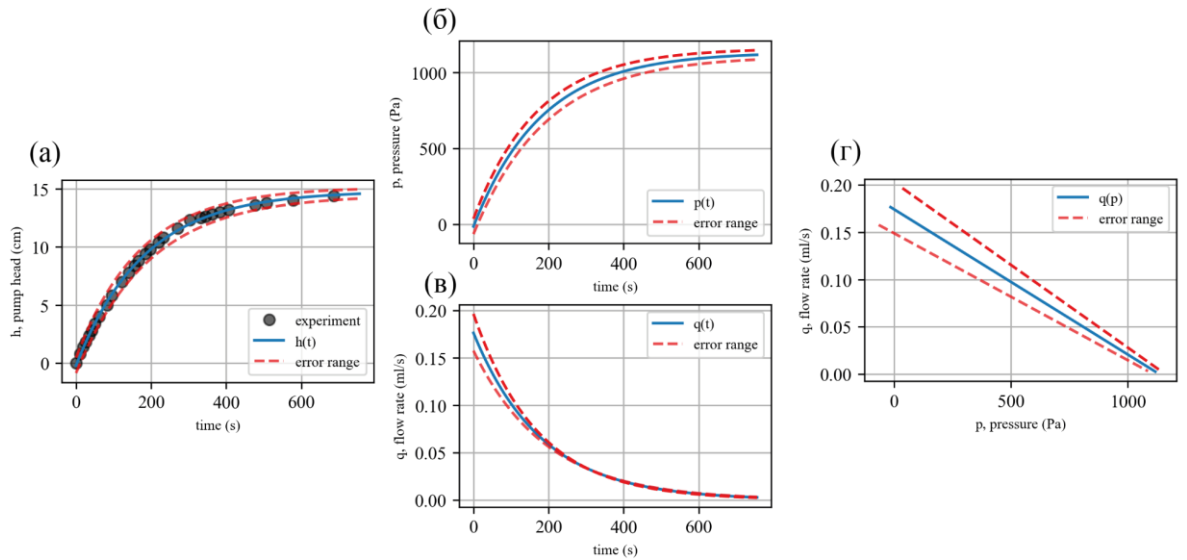


Рис. 2.25 Порядок получение характеристик для оценки производительности насоса: (а) зависимость напора насоса от времени (экспериментальная и аппроксимированная); (б, в) – зависимость давления и расхода от времени; (г)  $Q-P$  характеристика расхода при фиксированном напряжении. Красные пунктирные линии соответствуют диапазону погрешности. Графики соответствуют экспериментальным данным при 14.1 кВ.

Для определения характеристик насоса мгновенные значения генерируемого напора столба жидкости измерялись при импульсно включенном напряжении (из-за колебаний напора использовалась погрешность измерения 5 мм). Далее строилась дискретная зависимость напора от времени ( $h_i, t_i$ ). Эти данные аппроксимировались экспонентой  $f_{\text{fit}} = Ae^{-Bt} + C$  (рис. 2.25а). Таким образом, была получена непрерывная функция, описывающая зависимость напора от времени,  $h(t) = H(1 - e^{-t/\tau_H})$ , где  $\tau_H$  — характерное время процесса установления столба жидкости при фиксированном напряжении. Параметр  $H$  является максимальным значением напора насоса и при умножении на плотность жидкости и ускорение свободного падения соответствует максимальному создаваемому давлению при данном напряжении  $P_{\text{max}} = \gamma gH$  (рис. 2.25б). Ускорение свободного падения  $g$  было взято равным  $9.8 \text{ м/с}^2$ . Произведение производной по времени от  $h(t)$  и площади поперечного сечения трубы дает мгновенный расход:  $q(t) = S \frac{dh(t)}{dt}$  (рис. 2.25в). Таким образом, для каждого значения напряжения строилась  $Q-P$  характеристика путем определения зависимости напора от времени при различных напряжениях (рис. 2.25г).

#### 2.3.4. Рабочие жидкости

В качестве рабочих жидкостей (раствор основы и присадки) для экспериментального и численного исследования использовались четыре жидкости: полидиметилсилоксан-5 (ПДМС-5), трансформаторное масло (ГК-1700), додекан + 10% Span 85 и ГК-1700 + 23% циклогексанола

(ЦГЛ). Основным критерием подбора жидкости для определенного типа исследований служила низковольтная проводимость жидкости, которая экспериментально измерялась в плоскопараллельной ячейке соответствии с ГОСТ 6581-75. Так ПДМС-5 с очень малым значением низковольтной проводимостью при комнатной температуре  $\sigma_0 = 2.4 \cdot 10^{-12}$  См/м применялся для верификации методики подбора функции инъекции (параграф 3.1), для исследования зависимости токовых характеристик от температуры (параграф 3.3) и при исследовании характеристик ЭГД-теплообменника как в моделировании (параграф 4.1), так и эксперименте (параграф 4.2). Трансформаторное масло ГК-1700 как жидкость с пограничным значением низковольтной проводимости  $\sigma_0 = 1.8 \cdot 10^{-11}$  См/м (заметные токи проводимости и имеется значимый вклад инъекции в полный ток) применялась для исследования температурной зависимости структуры ЭГД-течений и поверхностного зарядообразования от температуры. Также масло ГК-1700 применялось для исследования зависимости функции инъекции от конфигурации электродов в ячейке «провод – шесть проволок – плоскость». Для исследования ЭГД-систем с весомым вкладом эффекта Вина применялись более проводящие жидкости, для этого необходимо использование дополнительных присадок для повышения низковольтной проводимости жидкостей. Смесь додекана и поверхностно-активной присадки Span 85 с низковольтной проводимостью  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  См/м применялась при исследовании производительного ЭГД-насоса в системе фольгированных диэлектрических барьеров с отверстием (параграф 5.2). А ГК-1700 с добавлением 23% циклогексанола  $\sigma_0 = 1.1 \cdot 10^{-8}$  См/м применялась для исследования токовых характеристик, основной вклад в которые вносил эффект Вина, в системе «провод – шесть проволок – плоскость». В Таблице 2.1 представлены основные свойства используемых жидкостей при комнатной температуре.

Таблица 2.1 Свойства жидкостей при комнатной температуре 22.5–23 °С.

Рабочая жидкость	$\sigma_0$ , См/м	$\varepsilon_r$	$\gamma$ , кг/м <sup>3</sup>	$\eta$ , мПа·с
ПДМС-5	$2.4 \cdot 10^{-12}$	2.4	920	5.9
ГК-1700	$1.8 \cdot 10^{-11}$	2.2	870	18
Додекан + 10% Span 85	$8.0 \cdot 10^{-9}$	2.1	770	2.1
ГК-1700 + 23% ЦГЛ	$1.1 \cdot 10^{-8}$	3.0	890	18

Так как в данной работе численные исследования всегда сопровождаются сравнением с экспериментальными данными, очень важным является учет зависимости свойств жидкости от температуры или, по крайней мере, заданию свойств изотермической жидкости, соответствующих температуре экспериментального исследования (рис. 2.26).

На данный момент единственным неизмеримым параметром системы является подвижность ионов. Ее оценка проводилась при помощи уравнения (2.6), однако в

компьютерном моделировании ее значение обязательно варьировалось на полпорядка, для оценки диапазона возможных значений (так называемая «встряска параметра»). Так для текучих жидкостей, как додекан и ПДМС-5, подвижность задавалась  $b = 3 \cdot 10^{-9} - 10^{-8} \text{ м}^2/(\text{В} \cdot \text{с})$ , а для такой вязкой жидкости как ГК-1700 —  $b = 3 \cdot 10^{-10} - 1 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/(\text{В} \cdot \text{с})$ .

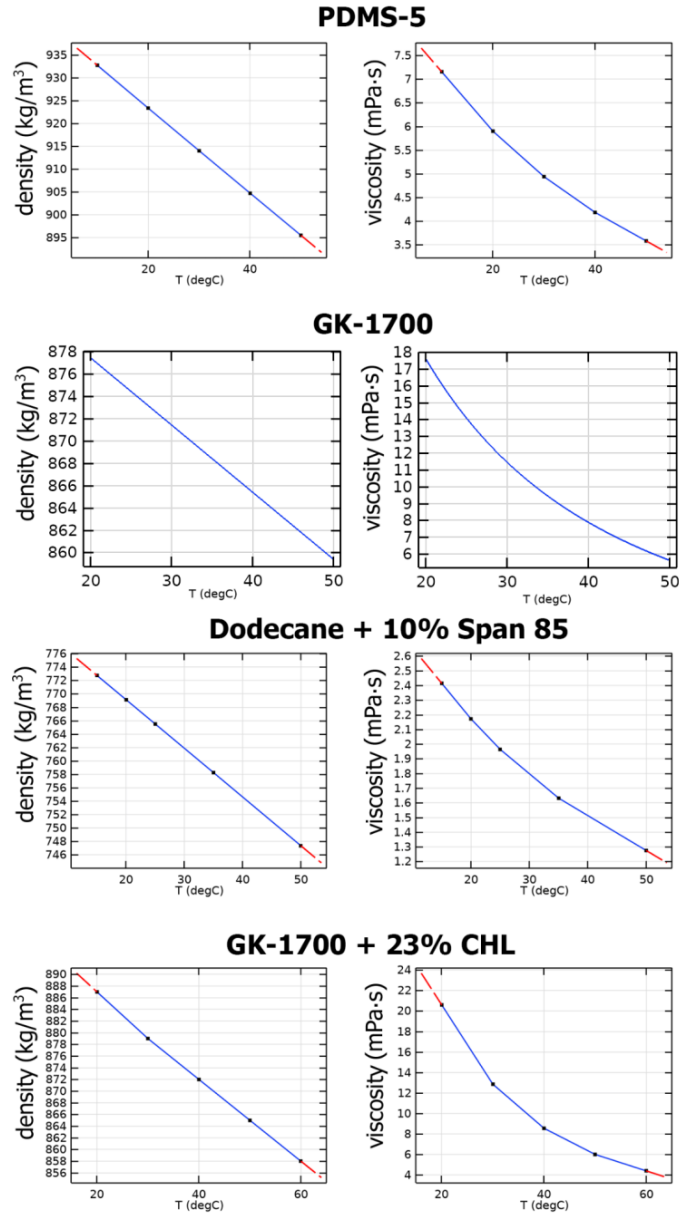


Рис. 2.26 Зависимости проводимости и динамической вязкости для: ПДМС-5, ГК-1700, додекан + 10% Span 85, ГК-1700 + 23% циклогексанола.

### **3. Экспериментальное и численное исследование поверхностного зарядообразования**

К настоящему моменту физика инжекционного зарядообразования все еще остается сложной и во многом непонятной. Из-за трудностей в точном контроле химического состава жидкостей и присадок практически невозможно заранее спрогнозировать наличие или отсутствие инъекции и ее силу, а также дать ей какое-либо корректное аналитическое описание. Более того, существует проблема «деградации» характеристик инжекционных устройств, которая также не поддается никакому математическому описанию. В силу этого разработка комбинированного метода определения функциональной зависимости плотности инжекционного тока от напряженности электрического поля для выбранной пары (интерфейс) металл-жидкость является одной из ключевых проблем, ограничивающих возможность численного проектирования ЭГД-систем теплоотвода.

#### **3.1. Методика подбора функции инъекции**

Основная идея определения функции инъекции состоит в подборе зависимости плотности тока на поверхности электрода от напряженности электрического поля на основе количественного сравнения экспериментальной и расчетной интегральных токовых характеристик. В качестве последних используются динамические вольт-амперные характеристики. Данная методика измерения характеристик высоковольтных систем была предложена и подробно исследована в диссертации на соискание ученой степени к. ф.-м. н. Ситникова [164]. Одним из основных преимуществ ДВАХ являются быстрота сбора данных, так как за время одной модуляции свойства системы не успевают сильно измениться (температура жидкости), а на выходе получается вольт-амперная характеристика в широком диапазоне напряжений. В диссертации подробно описывается интерпретация получаемых динамических вольт-амперных характеристик с точки зрения преобладания различных механизмов зарядообразования, а также силе инъекции и значению низковольтной проводимости. Также отмечается перспективность применения данной методики для подбора функции инъекции, что и реализуется в настоящей диссертации и было опубликовано в [165]. Для корректного сравнения моделирования и эксперимента, полный электрический ток, рассчитанный из 2D компьютерной модели (в А/м), был удвоен для учета рефлексивной симметрии и умножен на фактическую длину экспериментальной ячейки (0.03 м).



Процедура определения функции инжекции состоит из нескольких ступеней. Первым шагом является получение экспериментальных ДВАХ (рис. 3.1, шаг 1). Важным требованием на этом этапе является использование такой жидкости и системы электродов, для которых характерные токи инжекции хорошо различимы на фоне тока проводимости (процедура выбора жидкости для эксперимента будет описана далее).

Далее пробная функция инжекции подставляется в компьютерную модель, геометрия которой по возможности максимально соответствует экспериментальной кювете. Рассчитывается ДВАХ на основе системы уравнений (2.1)–(2.12) и теоремы Рамо-Шокли (формула Сато) [166–168] (3.1), которая позволяет из плотности тока, получаемой в компьютерной модели, рассчитать протекающий в системе ток, который является экспериментально измеряемой величиной (рис. 3.1, шаг 2):

$$I_{\Sigma} = \int_V (\vec{j}_{\Sigma}, \vec{f}_E) dV, \quad (3.1)$$

где  $\vec{j}_{\Sigma}$  — векторная сумма объемных плотностей потоков всех сортов ионов (с учетом зарядового числа),  $\vec{f}_E$  — напряжённость электрического поля при разности потенциалов между электродами 1 В и в отсутствие объемного заряда.

Затем проводится сравнение результата, полученного на втором шаге методики, с экспериментальной ДВАХ и уточнение пробной функции инжекции. Важным моментом, который позволяет сэкономить очень большое количество времени (т.к. полная система ЭГД-уравнений численно решается несколько часов), является способ уточнения функции инжекции. После расчета полной системы ЭГД-уравнений для соответствующих электродов и жидкости, на выходе имеется распределение возмущенного (учитывающего влияние объемного заряда) электрического поля. На основе рассчитанного электрического поля вычисляется полный ток, обусловленный только инжекцией (без линейного участка, отвечающего за диссоциацию):

$$I_{inj} = \int_{\xi} f_{inj} dl, \quad (3.2)$$

где  $I_{inj}$  — электрический ток инжекции, а  $\xi$  — контур поверхности электрода-лезвия. Чтобы в дальнейшем проводить количественное сравнение с экспериментальными данными (рис. 3.1, шаг 3), нужно добавить к току инжекции ток проводимости, что довольно просто сделать, т.к. эта добавка к вольт-амперной характеристике является линейной функцией. Таким образом и подбирается новая функция инжекции, после чего рассчитывается полная система ЭГД-уравнений (в качестве граничного условия задается новая функция инжекции) (рис. 3.1, шаг 4).

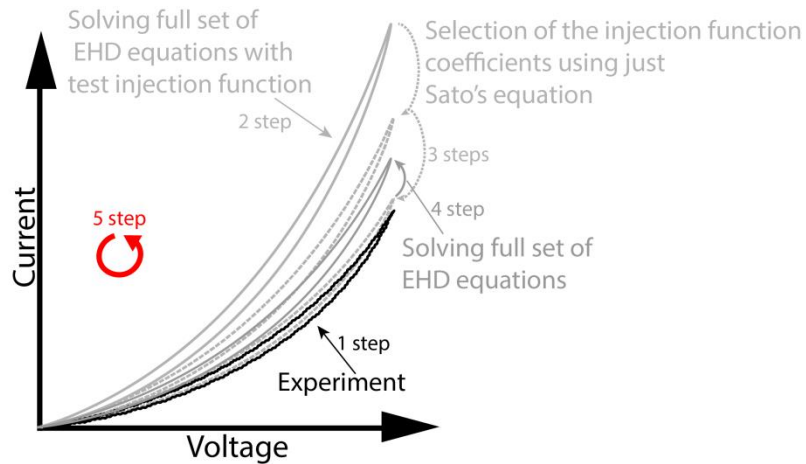


Рис. 3.1 Наглядная иллюстрация методики восстановления функции инъекции по шагам:

- 1 — получение экспериментальных данных,
- 2 — решение полной системы ЭГД-уравнений с пробной функцией инъекции,
- 3 — ряд шагов иллюстрирующих подбор параметров функции при решении только уравнения (3.2),
- 4 — повторное решение полной системы ЭГД-уравнений,
- 5 — повторение описанных итераций до желаемого совпадения ДВАХ.

Эта процедура повторяется до получения совпадения с желаемой степенью точности (рис. 3.1, шаг 5). Наконец, для верификации результатов по независимому параметру, в качестве которого выбрано распределение скорости ЭГД-течений, проводится экспериментальное исследование поля скоростей и его сравнение с расчетными значениями, полученными на последней итерации.

Применим теперь методику, описанную ранее, для выбранной жидкости ПДМС-5 и системе электродов лезвие – плоскость. На рис. 3.2 представлены экспериментально и численно полученные вольт-амперные характеристики системы электродов лезвие – плоскость в широком диапазоне напряжений (до 27 кВ). На исследуемую систему подавалось линейно растущее и спадающее напряжение (прямой и обратный ход, соответственно) с периодом модуляции в 10 секунд, во время чего в эксперименте при помощи пикоамперметра регистрировался электрический ток, а в моделировании он же по формуле Сато рассчитывался из плотности тока (3.1). Максимальные значения токов, достигаемые в системе при проведении эксперимента, — 300 нА соответствуют напряжению 27 кВ и положительной полярности на электроде-лезвии (кривая 1 на рис. 3.2). При смене полярности на отрицательную значения токов сильно уменьшаются и максимальный ток становится равным 15 нА (кривая 2 на рис. 3.2). В силу значительной нелинейности экспериментальной ДВАХ для положительной полярности и такому большому различию в токах при изменении полярности можно заключить, что ток при положительной полярности обуславливается именно инъекцией.

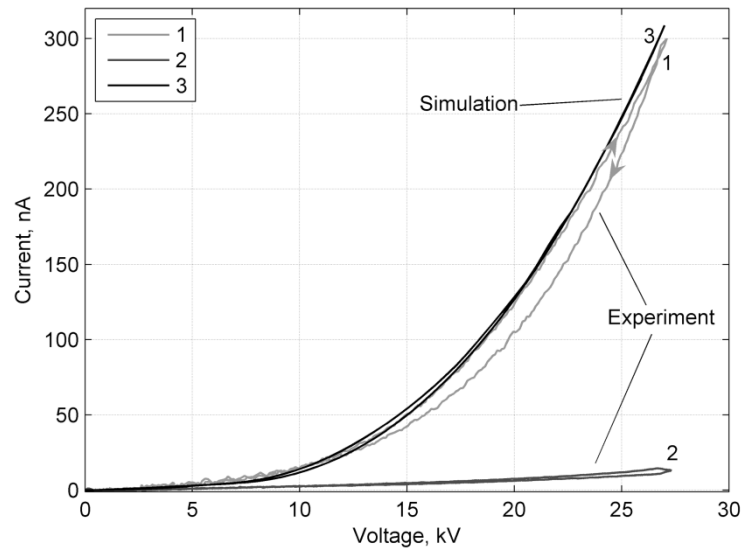


Рис. 3.2 Экспериментальная ДВАХ для положительной (кривая 1) и отрицательной (кривая 2) полярностей и численно полученная ДВАХ с подобранной функцией инжекции (кривая 3).

У кривых 1 и 2 на рис. 3.2 различия между прямым и обратным ходом (так называемый гистерезис) возникают из-за того, что система не успевает подстраиваться под динамически изменяющееся напряжение, и в жидкости накапливается объемный заряд, который снижает внешнее электрическое поле и, как следствие, уменьшает инжекцию с высоковольтного электрода. В силу этого нисходящая петля ДВАХ лежит ниже восходящей.

Кривая 3 на рис. 3.2 иллюстрирует ДВАХ, полученную на последней итерации цикла моделирования, описанной выше методики (рис. 3.1). Подобранная функция инжекции, имеет следующий вид:

$$f_{inj}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.3)$$

где  $\Theta$  — функция Хевисайда (ступенька),  $E_{st}$  — порог возникновения инжекции. Функция дает хорошее соответствие с экспериментальной ДВАХ при коэффициентах  $A_1 = 5.3 \cdot 10^7$  1/м·В·с,  $A_2 = 0.9 \cdot 10^3$  1/с·В<sup>2</sup> и  $E_{st} = 1.3 \cdot 10^7$  В/м. Она описывает собой два процесса: электрохимические реакции между металлом электрода и жидкостью (первое слагаемое) и высоковольтную инжекцию (второе слагаемое). Первый процесс не имеет порога и сразу проявляется при возникновении электрического поля. Второй же имеет пороговый характер и возникает с некоторого момента, когда напряженность у высоковольтного электрода превышает некоторое значения  $E_{st}$ . Важным является тот факт, что при подборе функции инжекции ее вид выбирается наиболее простым (в нашем случае — совокупность линейной и квадратичной функций). Единственное небольшое различие между рассчитанной и экспериментально полученной ДВАХ состоит в отсутствии у первой гистерезиса. Одной из возможных гипотез, объясняющих отсутствие гистерезиса в моделировании, кроме классического предположения о завышенной подвижности ионов, может быть нестабильность характеристик для ПДМС-5 и значительное

снижение токовых характеристик со временем. Это снижение может проявляться на спадающей кривой напряжения при измерении ДВАХ.

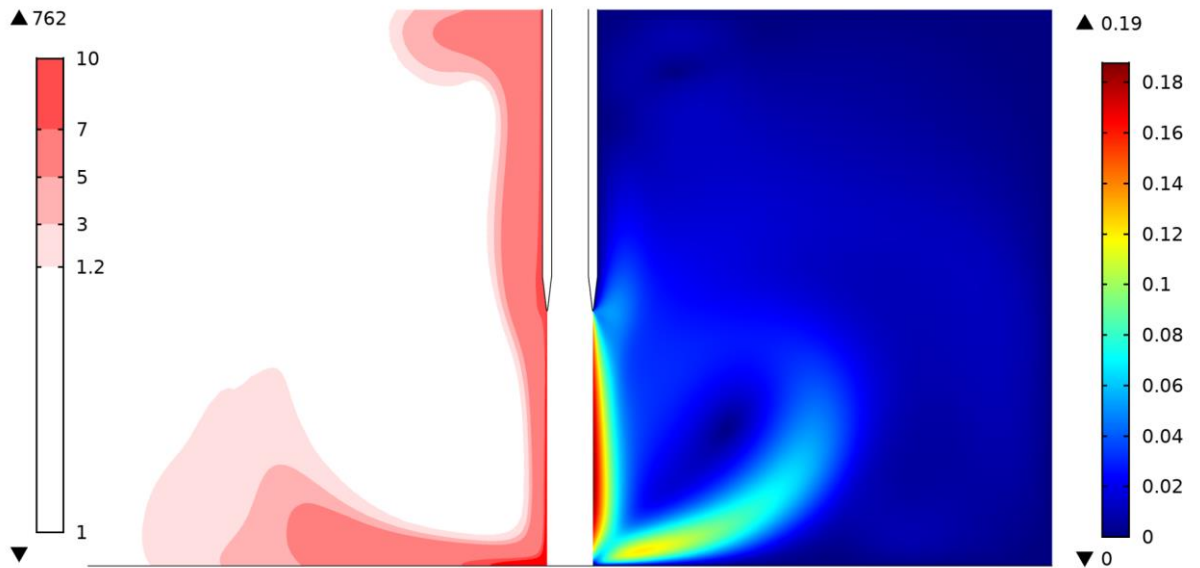


Рис. 3.3. Результаты моделирования при функции инъекции из (3.3) в момент времени 2.4 с. Распределения нормированной (на  $n_0$ ) концентрации инжектированных ионов (слева) и скорости (справа, м/с).

На рис. 3.3 представлены результаты численного моделирования для нормированной на  $n_0$  концентрации инжектированных ионов и векторного поля скорости в системе лезвие – плоскость на момент времени 2.4 с, соответствующему напряжению 13 кВ (моделирование осуществлялось в режиме измерения ДВАХ). Поскольку функция инъекции состоит из двух слагаемых, одно из которых имеет пороговую напряженность для активации, можно разделить области распределения положительных ионов на две: одна соответствует первому слагаемому функции инъекции с концентрацией менее чем в 10 раз превышающей равновесную концентрацию, а другая соответствует второму слагаемому, расположенному на плоскости симметрии и усилению более чем в 100 раз (максимальное усиление — в 762 раза). Из графика распределения скорости видно, что к моменту 2.4 с электрогидродинамическое течение уже проявляет развитые характеристики, и струя охватывает весь межэлектродный промежуток. Максимальные значения скорости достигают 19 см/с.

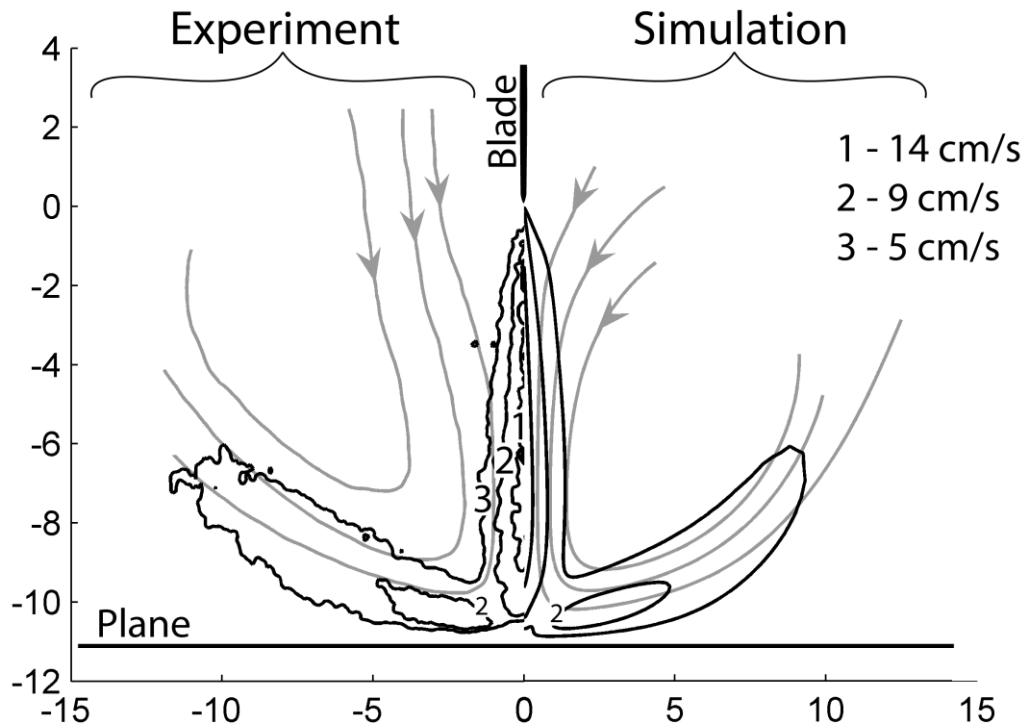


Рис. 3.4. Распределение поля скоростей в системе электродов лезвие – плоскость, полученное в эксперименте (левая половина рисунка) и в моделировании (правая половина рисунка).

Для того, чтобы убедиться в действенности методики, подобранную функцию инъекции нужно проверить по другому независимому параметру — полю скоростей. Для этого в экспериментальной кювете лезвие – плоскость были измерены кинематические структуры при помощи метода лазерной анемометрии. PIV-эксперимент проводился при тех же условиях, при которых снимались токовые характеристики, т.е. при линейно изменяющемся напряжении. На левой части рис. 3.4 черными линиями представлены контурные линии скорости, полученные в эксперименте при напряжении 13 кВ. Это поле скоростей было восстановлено всего по одной паре кадров, поэтому контуры скорости имеют небольшие флуктуации (использование нескольких пар кадров было невозможно из-за использования режима изменяющегося напряжения). Аналогичные по значениям контуры скорости (14, 9 и 5 см/с), соответствующие моделированию, представлены на левой стороне рис. 3.4 в случае, когда в качестве функции инъекции используется подобранная функция (3.3). Серые линии на левой и правой сторонах рис. 3.4 иллюстрируют линии тока жидкости из эксперимента и моделирования, соответственно. Как видно, экспериментальные и рассчитанные графики имеют очень хорошее качественное соответствие. Таким образом, совпадение распределений скорости позволяет сделать вывод, что функция инъекции была определена корректно.

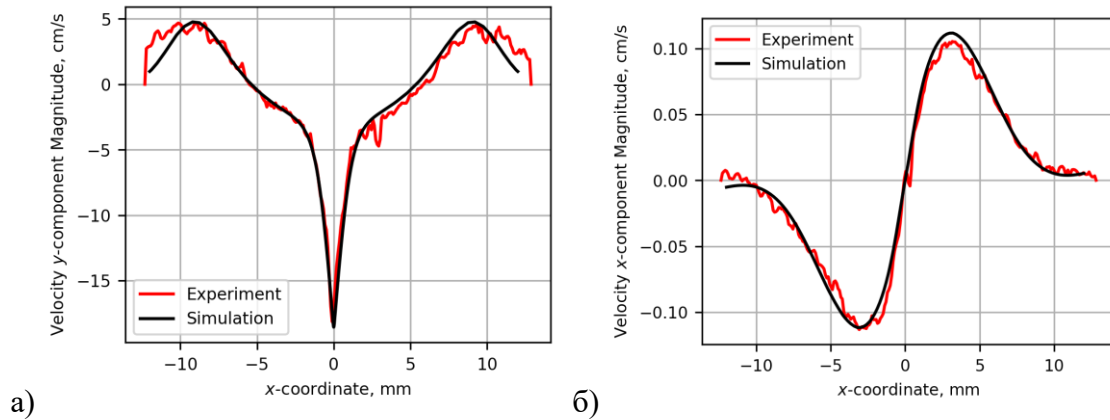


Рис. 3.5. Распределение экспериментальных и численных (а)  $y$ - и (б)  $x$ -компонент скорости вдоль линий, проходящих на высоте  $-6.3$  мм и  $-10$  мм.

В дополнение к контурным графикам, на рис. 3.5 изображены линейные графики рассчитанных в компьютерной модели (черные кривые) и измеренных в эксперимент (красные кривые)  $y$ - и  $x$ -компонент скорости вдоль линий, проходящих на высоте  $-6.3$  мм и  $-10$  мм, соответственно. Как видно, достигнуто превосходное количественное соответствие, даже в максимуме скорости в центре ЭГД-струи (рис. 3.5а,  $x = 0$  мм). Также стоит отметить, что экспериментальные данные обладают хорошей симметрией, из чего можно сделать вывод о корректности моделирования только половины экспериментальной ячейки.

### 3.2. Исследование функции инжекции в системе со сменными электродами «плоскость – шесть проволок – плоскость»

Функция инжекции описывает процесс ионообразования на поверхности электрода. Принято считать, что для фиксированной пары металл электрода-жидкость функция инжекции зависит только лишь от локальной напряженности электрического поля (см, например, обзорные статьи [6, 7]). При наличии методики определения функции инжекции недостающим звеном для проведения экспериментального и численного исследования зависимости или независимости функции инжекции от конфигурации электродов является экспериментальная ячейка, позволяющая для одинаковых металлов электродов получать разные распределения электрического поля по поверхности электрода. Данное исследование опубликовано в работе [169].

Несмотря на то, что наиболее стабильной и надежной по качеству данных системой является лезвие – плоскость, для которой и была реализована методика подбора и верификации функции инжекции, для цели данного исследования она не подходит. Очень трудоемким является процесс изготовления двух разных лезвий из одного и того же материала. Лучше всего для такого типа исследований может подойти электрод-проволока. Проволоки изготавливаются в широком диапазоне диаметров и из разных материалов. Однако, в случае системы

одиночный провод-плоскость, распределение напряженности электрического поля на поверхности проволоки практически однородно. Столь малая степень неоднородности электрического поля на поверхности высоковольтного электрода приводит к возникновению выбросов заряда со всей поверхности, что, в свою очередь, дестабилизирует течение и сказывается на токовых характеристиках [170, 171].

Для того, чтобы ЭГД-течения в системе были более стабильны, была собрана система с двумя плоскостями и шестью проволоками («р-бw-р», рис. 2.17). Система из шести электродов в таком случае играет роль лезвия — за счет экранировки напряженность электрического поля на поверхности центральных проволок в разы меньше, чем на крайних. На основе компьютерного моделирования системы в полной постановке (без учета плоской симметрии) были получены подтверждения стабильности токовых характеристик предлагаемой экспериментальной ячейки (рис. 3.6).

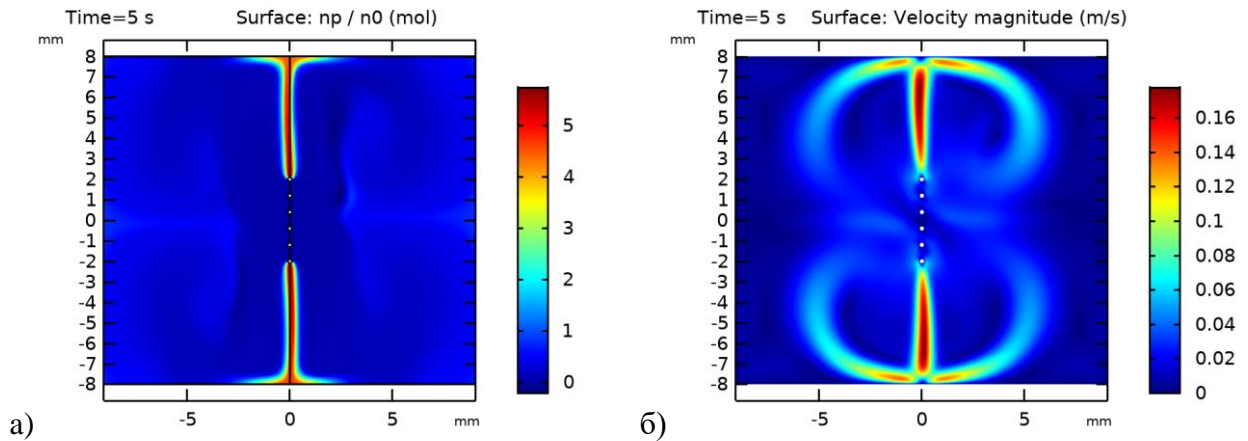


Рис. 3.6 (а) распределение отношения концентрации положительных ионов к равновесной концентрации и (б) поле скоростей. Свойства жидкости соответствуют додекану.  $V_0 = 25$  кВ.

Основным требованием при измерении чистовых токовых характеристик (по которым подбирается функция инжекции) для проведения исследования по универсальности функций инжекцией является согласованность данных для разных конфигураций электродов. Фиксируя материал электродов и жидкость, мы обеспечиваем идентичность природы переходных процессов при двух различных конфигурациях. Однако при наличии зависимости характеристик системы от времени (о чём часто упоминается в работах, посвященных исследованию токопрохождения в жидких диэлектриках [172]) недостаточно фиксировать только материал электрода и жидкость для подбора и сравнения полученных функций инжекции. В таком случае важно, чтобы полученные чистовые ДВАХ соответствовали одинаковым состояниям системы. Проще всего, это можно сделать для системы, в которой все переходные процессы завершились и со временем изменения характеристик настолько малы, что отличия в состояниях систем будет влиять на отличие характеристик менее чем на 5%.

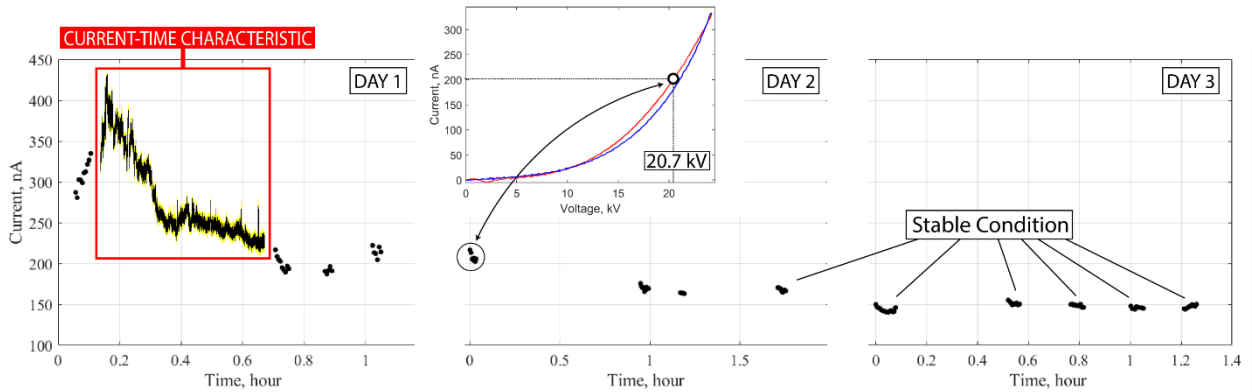


Рис. 3.7 Срезы по ВАХ на 20.7 кВ и наложенная АСХ в разные моменты времени в течение трех дней.

Для того чтобы исследуемая система достигла стационарного состояния, в течение трех дней проводились измерения серий ДВАХ, состоящие из линейно возрастающих и убывающих напряжений. В процессе эксперимента система также поддерживалась на постоянном напряжении, при этом регистрировались соответствующие АСХ. На рис. 3.7 представлен результат измерения токовых характеристики для системы нихромовых проволок диаметром 100 мкм и жидкости ГК-1700. Для наглядности срезы по ДВАХ при 20.7 кВ и АСХ наложены на один график. Как можно видеть в начальном момент времени наблюдается рост с 275 до 400 нА в максимуме, после довольно монотонный спад до 220 нА. После стремительного роста и резкого спада в первый день во второй и третий дни изменение тока были гораздо незначительнее. Так в первый день со своего максимального значения по срезу 20.7 кВ ток упал с 400 нА до 200 нА, что составляет 50% за день. Во второй день ток спал с 200 нА до 160 нА, что составляет 20% за сутки. В третий день ток спал всего на 5% от последнего значения. Таким образом можно сделать вывод что подбор функции инъекции можно производить по последним результатам, полученным во второй день измерений, т.к. после ток изменяется очень незначительно.

Исследовались четыре диаметра нихромовых проволок в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость»: 50, 100, 150 и 200 мкм. Для каждой из конфигураций были получены экспериментальные воспроизводимые ДВАХ (рис. 3.8), соответствующие квазистационарному состоянию, о котором говорилось ранее.



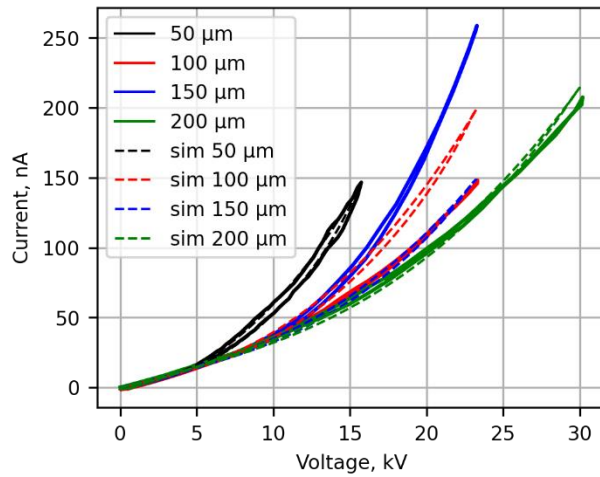


Рис. 3.8 Экспериментальные и расчетные ДВАХ-и для нихромовых проволок сечением 50, 100, 150 и 200 мкм. В моделировании используется функция инжекции, рассчитанная по данным для проволоки с радиусом 50 мкм.

Сплошные кривые на рис. 3.8 соответствуют экспериментальным ДВАХ, а пунктирные — получены из компьютерного моделирования. Для исследования зависимости или независимости функции инжекции от конфигурации электрода компьютерное моделирование было выполнено следующим образом. Во-первых, функция инжекции для проволоки диаметром 50 мкм была оценена с использованием методики, описанной в параграфе 3.1. Соответствующая рассчитанная ДВАХ представлена на рис. 3.8 (пунктирная черная кривая), и так как выбор функции инжекции был сделан с обеспечением хорошего согласия между расчетными и экспериментальными ДВАХ, пунктирная и сплошная черные кривые совпадают. Затем диаметры электродов были изменены, соответствующим образом, до 100, 150 и 200 мкм (свойства жидкости и функция инжекции оставались неизменными). Наконец, рассчитанные ДВАХ были сопоставлены с экспериментальными. Полученный результат демонстрирует, что функция инжекции, оцененная для 50 мкм, хорошо соответствует конфигурации 200 мкм, так как разница между пунктирной и сплошной зеленой кривой составляет менее 5% в максимуме. Однако численная и экспериментальная ДВАХ для 150 мкм и 100 мкм значительно различаются. Кроме того, результат необычен, поскольку ДВАХ для 150 мкм лежит выше, чем для 100 мкм. Даже без проведения компьютерного моделирования ясно, что такое не может быть при неизменности функции инжекции, т.к. напряженность электрического поля на поверхности электрода большего радиуса — ниже. Разница в площадях поверхности электродов разного диаметра слабо влияет на полный ток, что видно по совпадению всех низковольтных участков (до 5 кВ) на рис. 3.8. Таким образом, можно сделать вывод, что функция инжекция для проволок 50 и 200 мкм плохо описывает электрофизические процессы систем 100 и 150 мкм.

Полученный результат ставит под сомнение утверждение об универсальности функции инжекции для фиксированного материала электрода и жидкости. Однако из таких соображений

функция инжекции для разных частей одного и того же мотка проволоки тоже должна была бы отличаться, что опровергает результат представленный на рис. 3.9. Так как система «p–bw–p» симметрична и имеет два электрода коллектора — левую и правую плоскости, на рис. 3.9 представлено сравнение зарегистрированных экспериментальных ДВАХ с левой и правой плоскостей (черная пунктирная и красная сплошная кривые). Как можно видеть, они одинаковы, из чего, во-первых, можно сделать вывод о неизменности функции инжекции для жестко фиксированного материала электрода и жидкости, а во-вторых, о достоверности получаемых экспериментальных данных, регистрируемых в системе «p–bw–p».

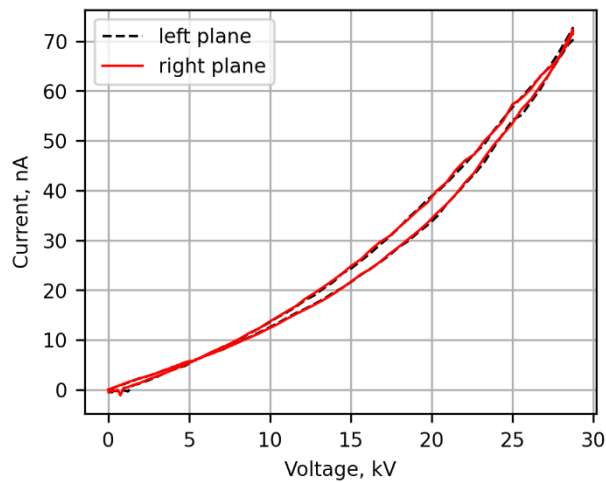


Рис. 3.9 Экспериментально измеренные вольт-амперные характеристики с левой и правой плоскостей системы «провод – шесть проволок – плоскость».

Полученные отличия численных и экспериментальных ДВАХ для 100 и 150 мкм (красная и синие пунктирные и сплошные кривые на рис. 3.8) могут объясняться сильной зависимостью функции инжекции от химического состава сплава металла, из которого сделан эмиттер, и влиянием состояния поверхности электрода. Существующие металлургические ГОСТы недостаточно строго регламентируют химический состав металла, а разброс может составлять 10–15%.

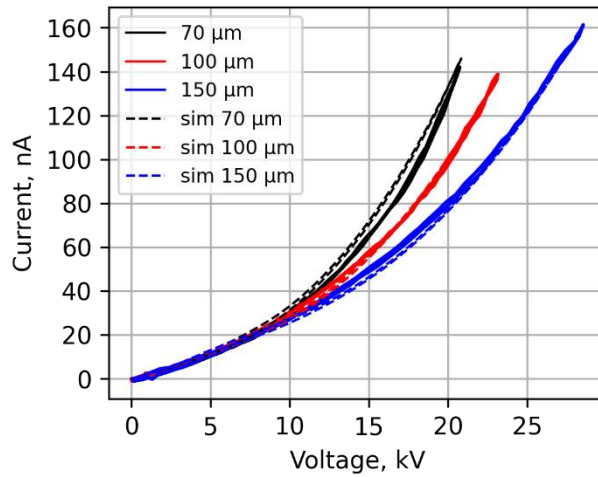


Рис. 3.10 Экспериментальные и численные ВАХ для 70, 100 и 150 мкм для проволок из нержавеющей стали марки AISI 304. В моделировании функция инжекция подбиралась для 100 мкм.

Для увеличения экспериментальной базы были исследованы проволоки из нержавеющей стали марки AISI 304 диаметров 70, 100 и 150 мкм. На рис. 3.10 представлены чистовые экспериментальные ДВАХ (сплошные кривые), которые регистрировались при одинаковых внешних условиях, о чем можно судить по совпадению низковольтных участков (участок ДВАХ до 5 кВ). Для системы 100 мкм была подобрана функция инжекции, которая и использовалась в качестве граничного условия при расчете систем 70 и 150 мкм. Функция инжекции имеет следующий вид:

$$f_{inj}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.4)$$

где  $A_1 = 1.5 \cdot 10^8 \text{ 1}/(\text{м} \cdot \text{В} \cdot \text{с})$ ,  $A_2 = 18 \text{ 1}/(\text{с} \cdot \text{В}^2)$  и  $E_{st} = 10^7 \text{ В/м}$ . Соответствующие рассчитанные ДВАХ приведены на рис. 3.10 (штриховые линии), а так как выбор функции инжекции был сделан таким образом, чтобы обеспечить хорошее соответствие расчетной и экспериментальной ДВАХ, красная пунктирная и сплошная кривые близки. Численные токовые характеристики полученные для 70 и 150 мкм также имеют очень хорошую степень соответствия (отличие менее 5%). Из полученного результата и на основе ранее представленном результате в параграфе 3.1 можно сделать вывод, что по функции инжекции, подобранной в системе “p–bW–p” для проволоки диаметром 100 мкм, можно численно проектировать ЭГД-систему с разной конфигурацией электродов, в данном случае доказано совпадение токовых характеристик для 70 и 150 мкм.

### 3.3. Исследование температурной зависимости функции инжекции

Исследование зависимости инжекционного зарядообразования от температуры проводилось на основе экспериментального измерения распределений скоростей и интегральных вольт-амперных характеристик. Для дальнейшего анализа полученных результатов и проверки

предложенной гипотезы использовалось компьютерное моделирование набора замкнутых уравнений ЭГД.

Эксперимент проводился следующим образом (опубликовано в [173]). Экспериментальная ячейка, заполненная тестовой жидкостью, постепенно нагревалась до  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ , после чего нагреватель выключался, и вся система начинала медленно охлаждаться. Для достижения однородного распределения температуры в объеме жидкости она постоянно перемешивалась интенсивными ЭГД-течениями. По мере охлаждения проводились PIV измерения (время записи меньше 10 с), после чего проводились измерения ДВАХ (с периодом 10 или 100 секунд и амплитудой 24 кВ). Из-за большой теплоемкости системы за время каждого измерения температура поддерживалась постоянной в пределах  $0.5\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

В данном исследовании применялись ПДМС-5 и ГК-1700. Как упоминалось в параграфе 2.3.4, выбор был обусловлен различными механизмами токопрохождения. В случае ПДМС-5 собственная проводимость ничтожно мала по сравнению с инжекционным током, что упрощает анализ и интерпретацию данных. Зависимость характеристик электрического тока от температуры позволяет напрямую сделать вывод о том, зависит ли инжекция от температуры или нет. В случае с ГК-1700 ситуация менее удобна для сравнения, так как и инжекция, и диссоциация (проводимость) оказывают сопоставимое влияние на общий ток. Однако это представляет более распространенную и практическую ситуацию.

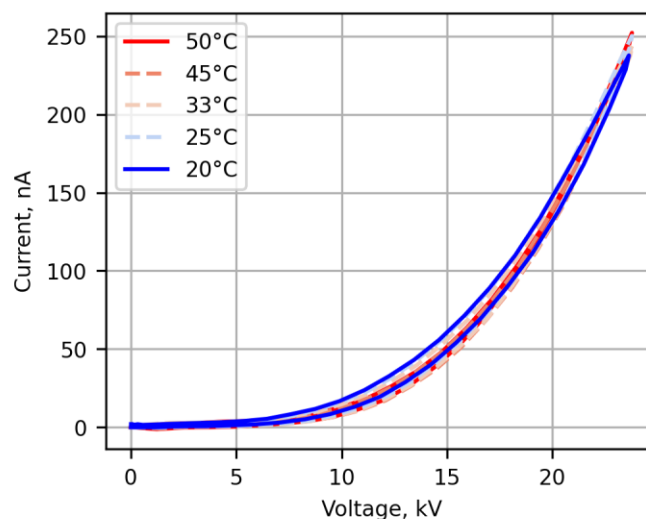


Рис. 3.11 Экспериментальная вольт-амперные характеристики для ПДМС-5 при 50, 45, 33, 25 и  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  в системе лезвие – плоскость.

На рис. 3.11 представлены динамические вольт-амперные характеристики в системе лезвие – плоскость с жидкостью ПДМС-5 при пяти различных температурах: 50, 44, 33, 25 и  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Скорость модуляции напряжения составляла  $4.8\text{ кВ/с}$ . На лезвие подавалась положительная полярность, т.к. она дает четко выраженную высоковольтную нелинейную часть, по виду которой можно легко сделать вывод о пороговом напряжении возникновения инжекции.

Максимальное значение электрического тока достигает 250 нА при 24 кВ (тогда как для отрицательной полярности около 20 нА).

Как можно видеть у всех трех ДВАХ практически отсутствуют линейные низковольтные участки (0–9 кВ), соответствующие только диссоциационному зарядообразованию. Таким образом, проводимость ПДМС-5 остается малой даже при больших температурах. В отличие от низковольтной части высоковольтная проводимость (10–24 кВ) принимает очень большие значения и является сильно нелинейной, что полностью согласуется с токами при инжекционном механизме зарядообразования. Следовательно, на основе полученных для ПДМС-5 ДВАХ, действительно, можно однозначно заключить о преобладании инжекционного зарядообразования и возможности оценки зависимости функции инжекции от температуры. Так как на рис. 3.11 все три кривые едва различимы (разница <5% относительно максимального значения), то функция инжекции для данной пары металл–жидкость (сталь – ПДМС-5) может приниматься независимой от температуры, несмотря на то, что эта гипотеза основана только на экспериментальных данных.

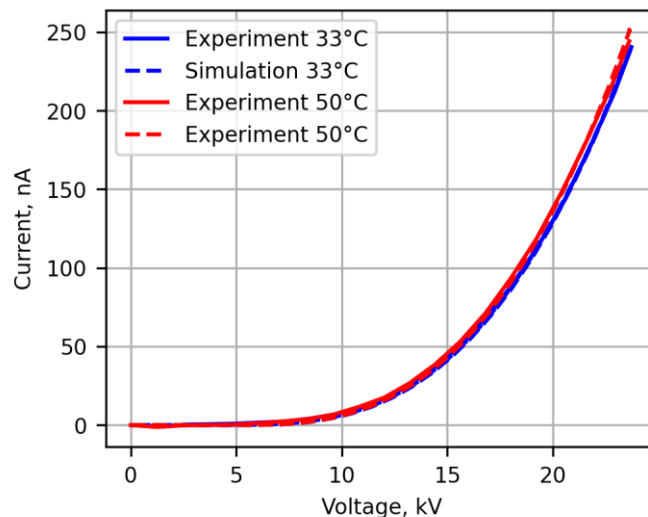


Рис. 3.12 Численные (пунктирные) и экспериментальные (сплошные) восходящие ветви ДВАХ для ПДМС-5 в системе лезвие – плоскость при 33 (синие) и 50 °С (красные).

С точки зрения изменения гидродинамических свойств с температурой (вязкость, плотность и подвижность), результат на рис. 3.11 является неожиданным. Для того, чтобы ответить на вопрос о зависимости функции инжекции от температуры необходимо дополнить исследование компьютерным моделированием. На рис. 3.12 представлены численно рассчитанные ДВАХ для 33 и 50 °С совместно с экспериментальными данными (возрастающая ветви ДВАХ). Функция инжекции подбиралась для «холодной» жидкости, что видно по графику, так как синяя сплошная и пунктирная линии полностью совпадают. Подобранная функция инжекции имеет следующий вид:

$$f_{inj}(E) = A_I(E - E_{st})^3 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.5)$$

где  $A_1 = 0.46 \text{ 1/(м·В·с)}$  и  $E_{st} = 1.1 \cdot 10^7 \text{ В/м}$ . Данная функция инжекции использовалась при моделировании численного ДВАХ для «нагретой» жидкости (рис. 3.12, красная пунктирная кривая), где свойства жидкости (плотность, вязкость, подвижность) были подставлены соответствующими  $50 \text{ }^\circ\text{C}$ . Как можно видеть численный и экспериментальный ДВАХ для «горячей» жидкости почти полностью совпадают. Начиная с  $21.5 \text{ кВ}$ , численный ДВАХ начинает идти выше экспериментального и достигает максимальной разницы в  $4\%$  в максимуме напряжения на  $23.6 \text{ кВ}$ . Из полученного результата можно сделать вывод, что функция инжекции незначительно увеличивается с ростом температуры, однако так как это изменение менее  $5\%$  его можно не учитывать в компьютерной модели.

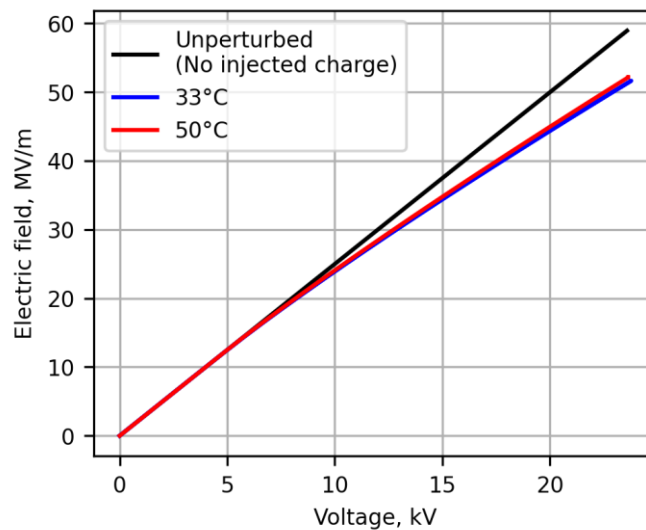


Рис. 3.13 Зависимость максимальной напряженности электрического поля в системе лезвие – плоскость (кончик лезвия) от подаваемого напряжения для «холодной» (синяя кривая) и «нагретой» (красная кривая) жидкости с учетом инжектированного заряда, и невозмущенное объемным зарядом электрическое поле (черная кривая).

Очень слабая зависимость токовых характеристик от свойств жидкости (рис. 3.11 и 3.12), в особенности от подвижности ионов, объясняется очень слабой экранировкой электрического поля инжектированным зарядом. На рис. 3.13 представлена зависимость напряженности электрического поля на кончике лезвия от подаваемого к системе напряжения. Красная и синяя кривые соответствуют свойствам жидкости при  $33 \text{ }^\circ\text{C}$  и  $55 \text{ }^\circ\text{C}$ , а черная кривая характеризует невозмущенное объемным зарядом электрическое поле. Как можно видеть наличие инжектированного заряда незначительно экранирует электрическое поле (менее  $10\%$ ). Изменение свойств жидкости практически не влияет на степень экранировки электрического поля (слабое отличие синей и красной кривых на рис. 3.13), что и объясняет такую слабую зависимость полученных экспериментальных и численных ДВАХ от температуры жидкости.

Далее рассмотрим более общий случай, когда диэлектрическая жидкость имеет относительно высокое значение низковольтной проводимости, что вызывает токопрохождение

обусловленное как механизмом инжекции, так и диссоциации. Следовательно, при изменении температуры ДВАХ может меняться из-за инжекции, диссоциации или даже совместного влияния этих факторов. Соответствующий случай экспериментально исследован на примере трансформаторного масла ГК-1700. Экспериментально наблюдаемые ДВАХ приведены на рис. 3.14.

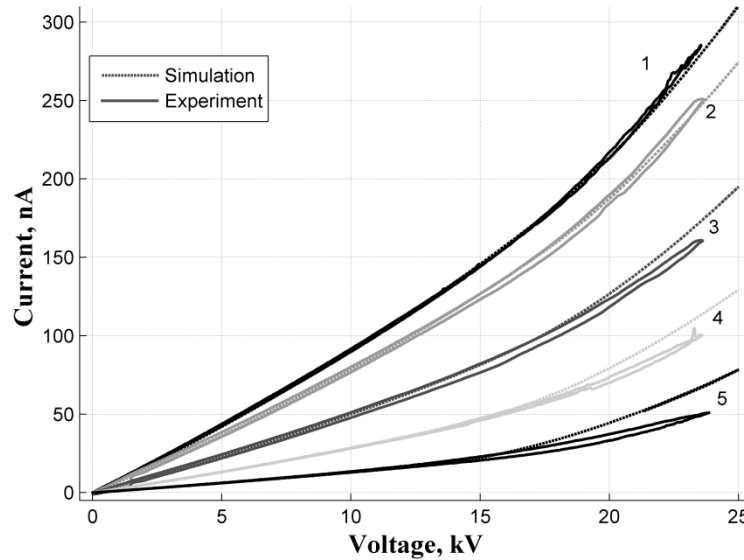


Рис. 3.14 Экспериментальные (сплошные кривые) и численные (пунктирные кривые) ДВАХ для ГК-1700 при 54 (№ 1), 49 (№ 2), 39 (№ 3), 29 (№ 4), и 19 °С (№ 5).

Температура жидкости изменялась в диапазоне от 19 до 54 °С. Наблюдаемые характеристики имеют как линейную, так и нелинейную части, где первая значительно увеличивается с температурой. Рост обеспечивается температурным увеличением интенсивности скорости диссоциации и подвижности ионов. Однако изменение высоковольтного (нелинейного) участка неочевидно, и для анализа влияния температуры на интенсивность инжекции использовалось компьютерное моделирование. Вычисления выполнялись следующим образом. Во-первых, функция инжекции была подобрана с использованием методики, описанной в параграфе 3.1, для одного значения температуры (для 54 °С):

$$f_{inj} = A_1(E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.6)$$

где  $A_1 = 9.7 \cdot 10^2 \text{ 1/с} \cdot \text{В}^2$  и  $E_{st} = 2.8 \cdot 10^7 \text{ В/м}$ . Соответствующий рассчитанный ДВАХ приведен на рис. 3.14 (пунктирная линия 1), а так как выбор функции инжекции основывается на соответствии экспериментального и численного ДВАХ, сплошная и пунктирная кривые № 1 совпадают. Корректность подобранной функции инжекции также подтверждается далее при сравнении кинематических структур. После подбора выражения (3.6) все свойства жидкости, за исключением самой функция инжекции, были изменены на соответствующие другим температурам. Задача была пересчитана с обновленными входящими данными. Таким образом,

было сделано допущение, что поверхностное зарядообразование не зависит от температуры. Наконец, рассчитанные ДВАХ были сопоставлены с экспериментальными. Результаты расчета показывают, что численные характеристики для меньших температур немного превосходят экспериментальные и, следовательно, инжекция ионов слабо зависит от температуры, а именно, увеличивается с ростом последней.

Для получения полного набора данных по исследованию температурной зависимости высоковольтного токопрохождения исследование трансформаторного масла ГК-1700 было дополнено измерениями кинематических структур (рис. 3.15). Более того, последние проводились сразу же после записи ДВАХ для полного соответствия токовых характеристик и полей скоростей. На рис. 3.15 представлены результаты, записанные при 54 °С и 19 °С, соответствующие наиболее и наименее прогретой жидкости (рис. 3.14, экспериментальные кривые № 1 и № 5). Черные кривые это контуры скорости со значениями, записанными в темной области лезвия, серые же кривые визуализируют линии тока жидкости.

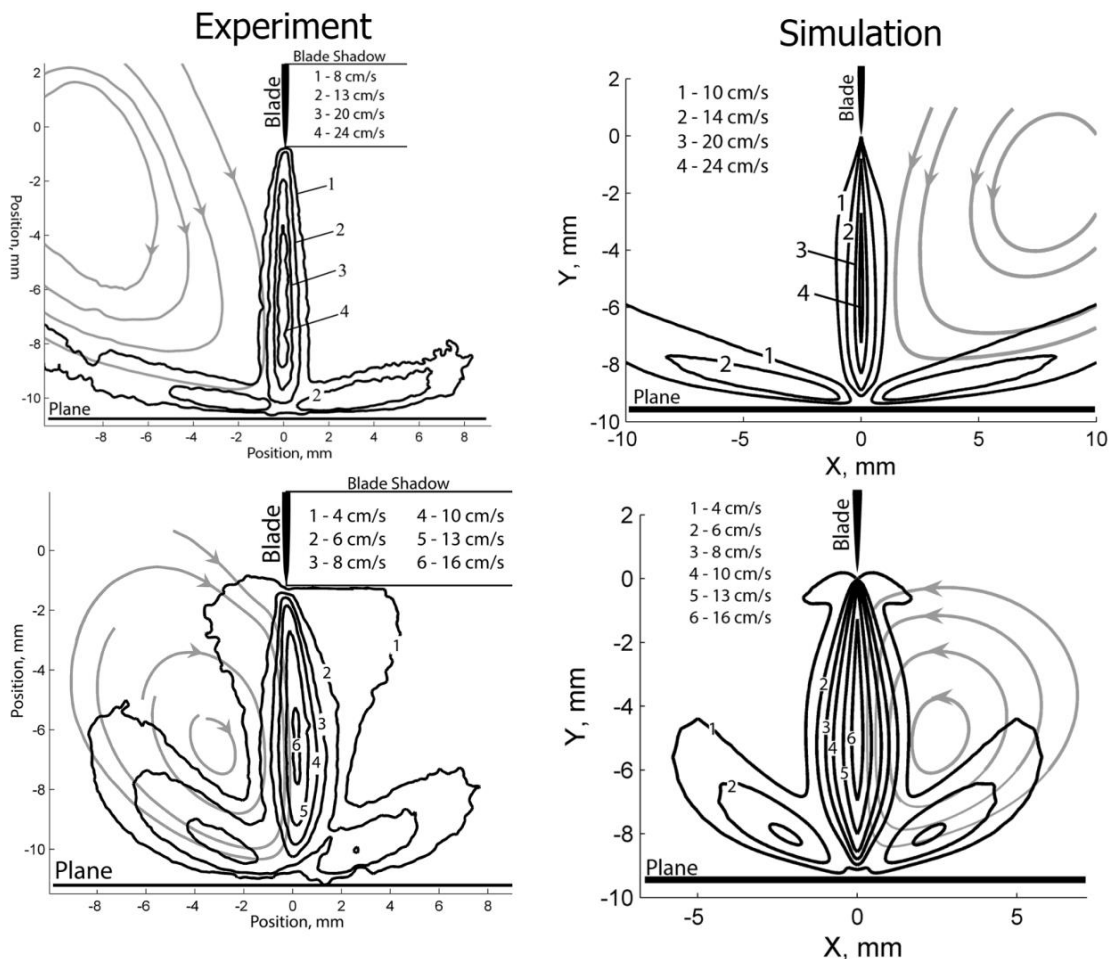


Рис. 3.15 Экспериментальные (слева) и численные (справа) поля скоростей ГК-1700 полученные для 54 (сверху) и 19 °С (снизу). Подаваемое напряжение +20 кВ.

Разница между структурами и значениями ЭГД-течений при 54 и 19 °С явно заметна по толщине основной струи, положениям центра вихрей и степени растекания вдоль плоскости. У



«горячей» жидкости, струя тоньше и лучше растекается по поверхности противоиэлектрода, чем в других случаях. Кроме того, максимальное значение скорости течения увеличилось с 16 до 25 см/с при росте температуры на 35 °С.

Похожие распределения полей скоростей были получены и из компьютерного моделирования (рис. 3.15, второй столбец). Наилучшее соответствие достигается для «горячей» жидкости, т.к. именно для нее и подбиралась функция инжекции. Результат для «холодной» жидкости также имеет очень хорошее соответствие с PIV-измерением. Таким образом, можно заключить, что подобранная для 54 °С функция инжекции дает отличное совпадение структуры и значения ЭГД-течений для других температур.

### **Выводы по данной главе**

Метод определения функции инжекции посредством сопоставления численных и экспериментальных вольт-амперных характеристик представляет реальный способ количественного определения функции инжекции. Поля скоростей, полученные в компьютерном моделировании с использованием подобранной функции инжекции для системы лезвие – плоскость и жидкости ПДМС-5, дают хорошее соответствие с экспериментально зарегистрированными ЭГД-течениям.

Функция инжекции чувствительна к изменению конфигурации и состава электрода-эмиттера. Недостаточно регламентировать материал электрода только по металлургическому ГОСТу. Функция инжекции для одного и того же металла может отличаться. Отличие функции инжекции для нихромовых проволок 100 и 150 мкм составило 30 и 40%. Функция инжекции для одной и той же партии дает воспроизводимый результат (левая и правая плоскости зарегистрировали одинаковый ток). Определять функцию инжекции необходимо для каждой отдельной партии пары металл–жидкость.

В результате исследований получено, что температура влияет на токовые характеристики и структуру ЭГД-течений, по крайней мере, в случае совместного действия инжекционного и диссоциационного механизмов зарядообразования. Для ПДМС-5 и ГК-1700 было получено, что с ростом температуры функции инжекции растут до 5 и до 30%, соответственно. Однако на основании данных полей скорости можно полагать, что изменение функции инжекции с температурой оказывает слабое влияние на сравнение численных и экспериментальных ЭГД-течений (менее 10% при изменении температуры на 30 °С) и им можно пренебречь.

## 4. Методика моделирования проточного ЭГД-теплообменника

В прошлой главе мы подробно рассмотрели проблему численного описания электрогидродинамических течений, вызванных поверхностным механизмом зарядообразования. Была предложена и верифицирована методика подбора функции инъекции, которая корректно бы описывала поле скорости ЭГД-течений, а также были исследованы зависимости функции инъекции от температуры и конфигурации электродов. Следующей важной задачей, решение которой приблизит к возможностям численного проектирования ЭГД-систем теплоотвода, является предложение метода оценки характеристик ЭГД-теплообменников. Реалистичные конфигурации являются очень ресурсоемкими для расчетов в компьютерных моделях, так как предполагают расчет в 3D постановке, из-за наличия ЭГД-перемешивания и прокачки насосом во внешнем контуре. В данной главе будет предложена упрощенная методика для расчета и оценки характеристик ЭГД-теплообменника. Методика будет верифицирована численно на 3D модели и экспериментально.

### 4.1. Методика упрощенного моделирования проточных ЭГД-теплообменников

Расчет ЭГД-теплообменника — это чрезвычайно ресурсоемкая задача. Она включает в себя решение системы ЭГД-уравнений, дополненных уравнением теплопереноса и соотношениями для параметров системы (2.1)–(2.13) в 3D постановке, т.к. речь идет о реалистичной системе, когда нагреватель и холодильник находятся в разных объемах замкнутого контура. Тем не менее, 3D постановка данной задачи может быть упрощена рассмотрением перемешивания только в сечении перпендикулярном направлению внешней прокачки, если предположить, что взаимосвязь двух типов потоков минимальна. Данное исследование представлено в [174].

Рассмотрим результаты компьютерного моделирования электроконвекции в системе лезвие – плоскость в 2D постановке. В параграфе 2.2.2.3 на рис. 2.5 изображена геометрия и граничные условия компьютерной модели.  $f_{inj}(E)$  — функция инъекции (3.1), полученная в параграфе 3.1 для интерфейса сталь – ПДМС-5. Все свойства моделируемой среды также соответствуют ПДМС-5 и приведены в параграфе 2.3.3.6.

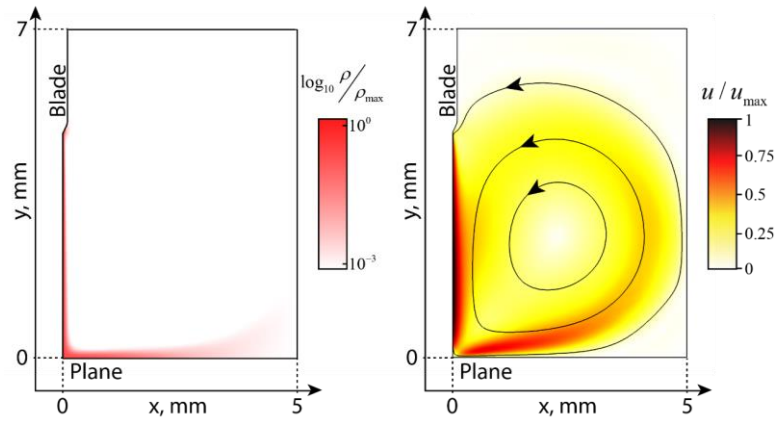


Рис. 4.1 Контурные графики распределения объемного заряда и поля скоростей с линиями потока,  $\rho_{\max} = 1 \text{ Кл/м}^3$ ,  $u_{\max} = 1.1 \text{ м/с}$ .

На рис. 4.1 представлен объемный заряд и поле скоростей, полученное при  $V_0 = 25 \text{ кВ}$ . Инжекция имеет место в основном вблизи кончика лезвия, приводя к очень тонкой струе ЭГД-течения. Максимальное значение объемного заряда достигает значения в  $1 \text{ Кл/м}^3$ , что приводит к очень интенсивным ЭГД-течениям со скоростями порядка  $1 \text{ м/с}$ . В свою очередь стоит отметить, что на циркуляцию жидкости в замкнутом контуре ЭГД-теплообменника приходится большая часть энергозатрат; поэтому его интенсивность должна быть максимально снижена, чтобы избежать снижения эффективности. Если в проточном теплообменнике не используется перемешивание, то увеличение теплоотвода возможно в основном только за счет увеличения интенсивности внешней прокачки. Однако, в последнем случае, прогревается лишь тонкий слой жидкости, а большая часть жидкости вытекает ненагретой. В противном случае при ЭГД-смещении жидкость прогревается практически полностью, что обеспечивает высокий теплоотвод даже при малой интенсивности внешнего потока. Таким образом, использование ЭГД-течений позволяет снизить интенсивность циркуляции жидкости в замкнутом контуре.

В свою очередь в экспериментальных работах по исследованию ЭГД-систем теплоотвода средняя скорость прокачки равнялась нескольким см/с [121, 175, 176]. Следовательно, общая структура течения — это суперпозиция двух почти независимых потоков. В таком случае полная трехмерная модель (с установившимся распределением) может быть заменена двумерной (с переходным решением), где время  $t$  соответствует смещению вдоль оси прокачки канала на расстояние  $z = u_0 \cdot t$  (здесь  $u_0$  — средняя скорость прокачки). На рис. 4.2 представлена схематическая иллюстрация перехода от 3D стационарной задачи к 2D переходной. Красная и зеленая плоскости соответствуют разным моментам времени расчета 2D задачи. Область применимости подхода описывается следующим образом. С одной стороны, характерное время, за которое жидкость совершает один оборот (в поперечном сечении) за счет электроконвекции должно быть намного меньше, чем время, необходимое для прохождения жидкости через весь нагреватель. Это значит, что скорость ЭГД-течений должна быть намного выше, чем средняя

скорость внешней прокачки. С другой стороны, общий поток должен быть ламинарным (т.е. число Рейнольдса должно быть меньше 2000), чтобы избежать перемешивания жидкости из-за турбулентности. Однако последнее ограничение достаточно мягкое, так как применение электроконвекции полезно, когда нет другого способа (в частности, турбулентного) перемешивания неизотермической жидкости.

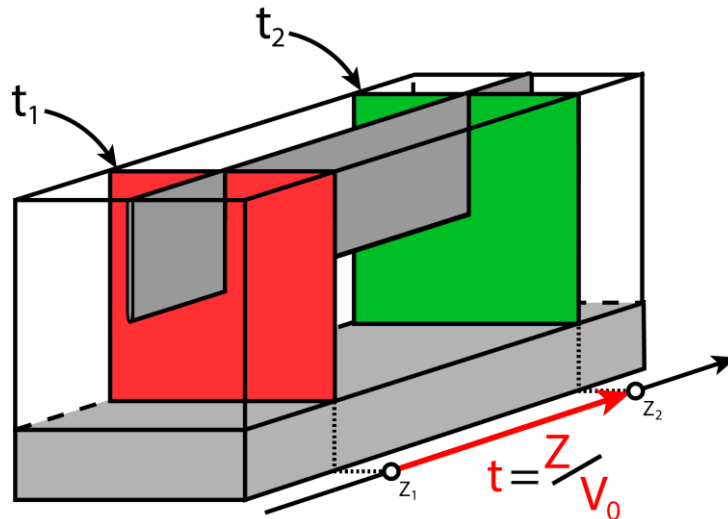


Рис. 4.2. Иллюстрация замены 3D стационарной модели на 2D переходную.

Стоит отметить, что двухмерная переходная задача (с двумя степенями свободы  $\{x, y\}$  и зависимостью от времени) значительно менее ресурсоемка, чем трехмерная стационарная (с тремя степенями свободы  $\{x, y, z\}$ ) по следующим причинам. Прежде всего, время и объем оперативной памяти, необходимые для решения задачи с использованием метода конечных элементов, растут пропорционально квадрату числа степеней свободы (в терминах численных методов) [177]. Т. е. один шаг по времени в двумерной задаче требует примерно в  $l^2$  меньшее время (где  $l$  — число узлов конечно-элементной модели вдоль  $z$  в 3D) и размер памяти, чем вычисление одной итерации для соответствующей трехмерной задачи. Следовательно, общее вычислительное время для двумерной задачи с  $m$  шагами по времени, по крайней мере, в  $l^2/m$  меньше, чем для трехмерного стационарного случая.

Поскольку основной целью данного исследования является оценка эффективности ЭГД-теплообменника с продольной конфигурацией электродов, которая практически может быть реализована в 2D постановке, первостепенная задача заключается в обосновании возможности замены 3D стационарной задачи на 2D переходную путем сравнения результатов, полученных в обеих моделях. Однако задача настолько ресурсоемкая, что даже одиночный расчет системы ЭГД-уравнений представляется практически неосуществимым. Поэтому, чтобы провести вычисления в трехмерном случае, предлагается сравнить две упрощенные компьютерные модели на первом этапе (рис. 2.5 в разделе 2.2.2.3). Т.е. решить только уравнение теплопереноса и гидродинамики (2.1)–(2.2) и (2.13), где кулоновская сила, действующая на заряд, заменяется

областью приложения фиксированной объемной силы. Ранее этот подход использовался для моделирования изотермических ЭГД-течений [44] и дал вполне приемлемые результаты. Хотя такой метод моделирования не способен помочь при проектировании устройства, его можно использовать для сравнения результатов вычислений 2D и 3D-моделей.

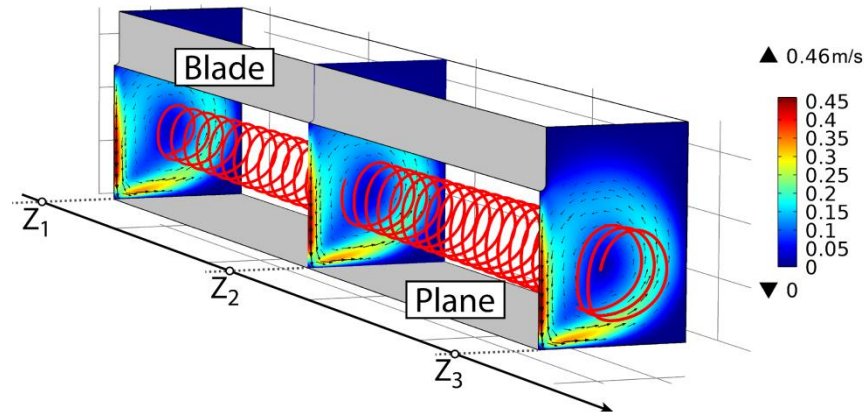


Рис. 4.3 Распределение скорости в трех сечениях 3D модели и линии тока жидкости (красная кривая).

Перейдем к рассмотрению контурных графиков распределения скорости и температуры, полученных в модели, а также линейных графиков, которые позволяют проанализировать сопоставимость двух моделей — 2D и 3D. Чтобы проиллюстрировать общую структуру течений в ЭГД-теплообменнике, на рис. 4.3 представлены поля скоростей и линий тока в сечениях 3D модели, соответствующих разным координат  $z$ . В первую очередь, следует отметить винтовой вид линии потока жидкости, который объясняется взаимодействием двух потоков — прокачки вдоль лезвия и ЭГД-течения, направленного от лезвия к плоскости (нагревателю). В действительности, центральная часть вихря движется быстрее периферии, что обусловлено наличием не только поля ЭГД-течения, но и возникновением профиля Пуазейля в поперечном сечении теплообменника; последнее вытекает из того, что на стенках установлено условие прилипания во всех направлениях (и, соответственно, вдоль  $z$ ). Это, как ожидается, станет основной причиной возможных различий между 2D и 3D моделями.

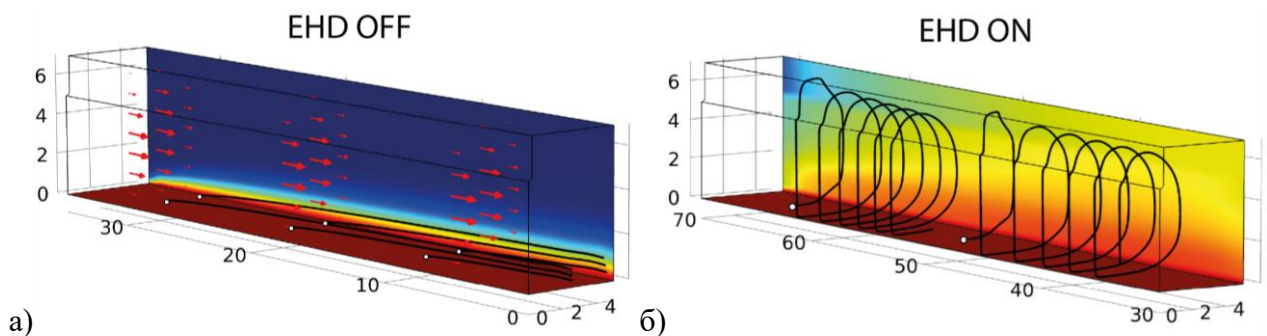


Рис. 4.4 (а) распределение температуры на стенках ЭГД-теплообменника без перемешивания и (б) с перемешиванием и линии теплоточка (черные линии).

На рис. 4.4 представлено распределение температуры на нагревателе и внешней стенке ЭГД-теплообменника при отсутствии и наличии перемешивания, имитирующего ЭГД-течение. В первом случае за счет теплопроводности жидкость успевает прогреться только в тонком слое, прилегающем к нагревателю. При включении перемешивания к кондуктивному механизму теплопереноса добавляется конвективный и, как видно из рисунков, степень прогрева жидкости значительно растет и, соответственно, растет и мощность теплоотвода (в данном случае она ограничена лишь теплоемкостью объема жидкости в ЭГД-теплообменнике).

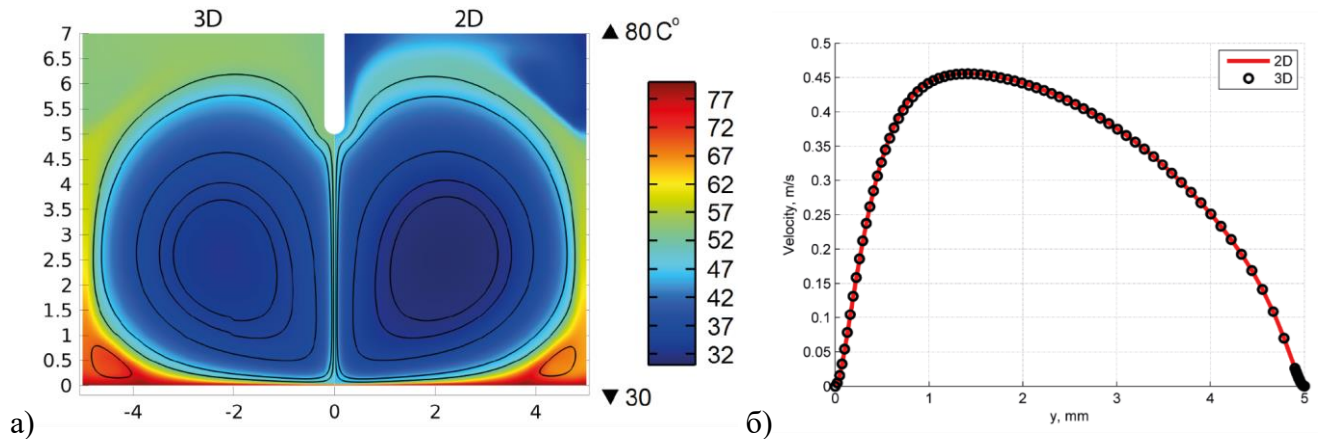


Рис. 4.5 (а) контурный график распределения температуры при  $z = 20$  мм в сечении 3D модели (слева) и  $\Delta t = 2$  секунд момент времени 2D задачи (справа) и черные линии потока. (б) зависимость модуля скорости от  $y$ -координаты в струе от лезвия до плоскости в 3D и 2D задачах.

Для сравнения результатов между моделями, важно связать между собой решение в сечении  $z$  3D модели и решение в момент  $t$  в 2D. На этот вопрос можно легко ответить, связывая координату  $z$  анализируемого участка теплообменника со средней скоростью прокачки жидкости  $u_0$ :  $t_\lambda = z_\lambda / u_0$ , где  $\lambda$  соответствует различным поперечным сечениям. Таким образом, на рис. 4.5а представлен контурный график распределения температуры и линии потока жидкости, соответствующие 3D участку задачи при  $z = 20$  мм (слева) и момент времени  $t = 20$  мм / 10 мм/с = 2 с (справа). На линейном графике (рис. 4.5б) приводится сравнение модуля скорости вдоль струи течения от лезвия до нагревателя, которое характеризуется высокой степенью соответствия между полями скорости в этих двух моделях. Температурные распределения вблизи нагревателя также вполне сопоставимы, однако результаты вблизи верхней стенки в этих двух моделях отличаются. Расхождение объясняется наличием вышеупомянутого профиля Пуазейля в трехмерном случае, которое не может быть учтено в двумерной постановке задачи. Жидкость вблизи стенок движется медленнее, благодаря чему у нее есть больше времени для прогрева за счет теплопроводности.

Несмотря на различия между локальными распределениями температуры, основным количественным параметром, позволяющим оценить корректность замены 3D/2D модели,

является отводимая тепловая мощность. Вычисление последней в трехмерном случае не представляет трудностей и представляется в виде следующего интеграла:

$$W_{3D} = \iint_S q_{\perp} dS, \quad (4.1)$$

где  $q_{\perp}$  — нормальная составляющая теплового потока,  $S$  — площадь нагревателя. В двухмерном случае аналогичную физическую величину можно получить из следующих соображений:

$$W_{2D} = \iint_S q_{\perp}(t) dS(t) = \iint_S q_{\perp}(t) dz(t) dx = \int_0^X \int_{t_s}^{t_{end}} q_{\perp}(t) u_0 dt dx, \quad (4.2)$$

где  $X$  — ширина модели и  $t_{end} = Z/u_0$ , где  $Z$  — длина 3D модели.

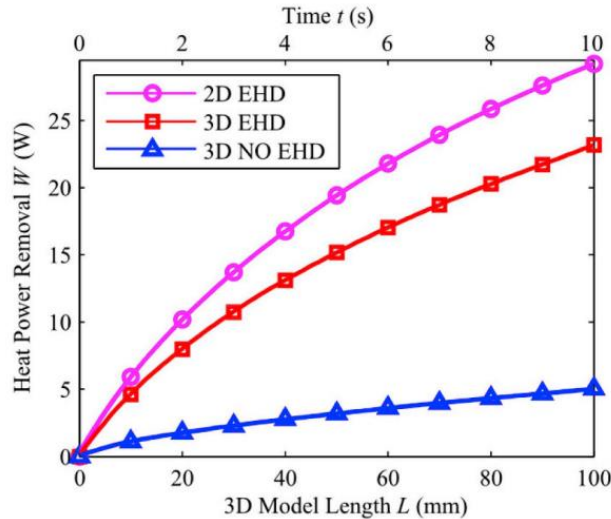


Рис. 4.6 Зависимость мощности теплоотвода от длины в 3D модели с перемешиванием и без и времени в 2D модели.

На рисунке 4.6 представлено сравнение значений из уравнений (4.1) и (4.2) в зависимости от длины 3D модели (и, соответственно, времени вычисления в 2D), а также график мощности теплоотвода без объемной силы из 3D, т.е. только при наличии внешней прокачки (рис. 4.4а). Рост этих кривых показывает, что чем длиннее теплообменник, тем больше мощности отводится, что вполне понятно, так как площадь нагревателя  $S$  увеличивается. Кривые для трехмерной и двухмерной моделей с объемной силой отличаются примерно на 10%, что является полностью приемлемым результатом, поскольку переход к 2D модели сокращает время вычисления в сотни раз. Время расчета 2D задачи — 1 мин 28 с, а 3D — 2 часа 30 мин. В свою очередь, переходная двумерная задача позволяет исследовать ЭГД-теплообменник в полной постановке даже с учетом температурных зависимостей электрофизических свойств, что очень трудно выполнить в 3D модели. Кроме того, присутствие ЭГД-перемешивания усиливает теплоотвод (почти на порядок) по сравнению со случаем без электроконвекции.

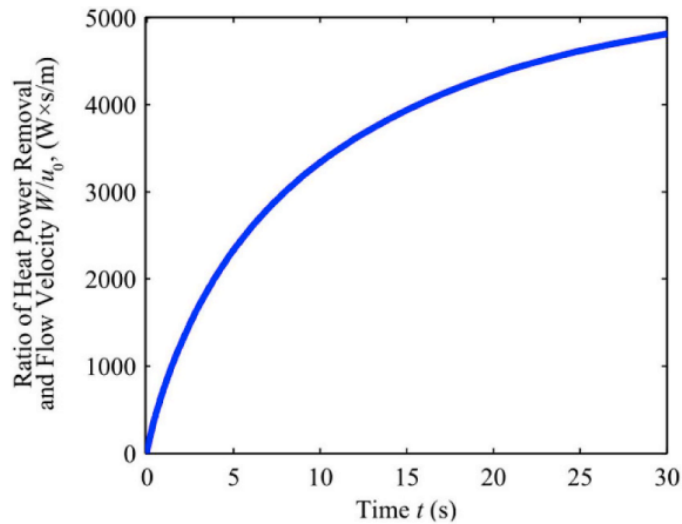


Рис. 4.7 Зависимость мощности теплоотвода от времени расчета в двумерной задаче.

Наконец, на рис. 4.7 представлена оценка характеристик ЭГД-теплообменника проточного типа, которая была получена с использованием замкнутой системы ЭГД-уравнений (2.1)–(2.13) (с учетом электростатики и переноса ионов) и методикой моделирования в 2D переходной постановке ( $V_0 = 25$  кВ,  $u_0 = 1$  см/с). Функция инжекции задавалась равной  $f_{inj}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st})$ , где  $A_1 = 5.3 \cdot 10^7$  1/(м·В·с),  $A_2 = 0.9 \cdot 10^3$  1/(В<sup>2</sup>·с) и  $E_{st} = 1.3 \cdot 10^7$  В/м. Кривая показывает зависимость отношения полной мощности теплоотвода и средней скорости внешнего потока от времени течения жидкости вдоль нагревателя для заданной конфигурации ЭГД-теплообменника и свойств жидкости. Данные можно легко использовать для оценки длины области перемешивания для достижения желаемой производительности. Например, если требуется отвести 100 Вт тепла и можно обеспечить прокачку жидкости со скоростью 5 см/с (т. е.  $W/u_0 = 2000$  Вт·с/м), то время протекания жидкости по нагревателю должно быть около 4 с, что обеспечивает длину ЭГД-теплообменника 20 см.

## 4.2. Апробация обобщенной методики проектирования ЭГД-теплообменника

В данном параграфе рассматривается апробация ранее представленной методики упрощенного моделирования ЭГД-теплообменника, совместно с методикой подбора функции инжекции по экспериментальным данным, полученным в замкнутом контуре ЭГД-системы теплоотвода. Экспериментальный макет для экспериментального и численного исследования ЭГД-теплообменника представлен на рис. 2.18 и рис. 2.19 в разделе 2.3.3.3. В качестве рабочей жидкости использовался ПДМС-5 (свойства в разделе 2.3.3.6).

Как ранее уже демонстрировалось в разделе по исследованию функции инжекции (параграф 3.2), для ЭГД-систем, в которых инжекционный механизм зарядообразования является доминирующим, свойственна нестабильность характеристик. Поэтому в первую очередь, до



проведения температурных измерений необходимо добиться повторяемости данных на токовых характеристиках. На рис. 4.8 представлена ампер-секундная характеристика исследуемой системы. Как можно видеть в первые 200 секунд имели место переходные процессы, после чего система вышла в стационар. На 10.4 кВ значение стационара равняется 70 нА.

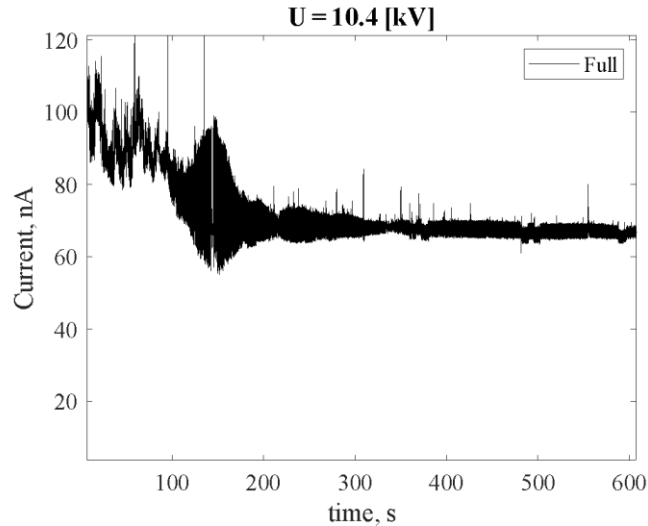


Рис. 4.8 Ампер-секундная характеристика ЭГД-теплообменника. Измерения проводились до начала регистрации температурных характеристик.

При постоянном расходе мощность теплоотвода зависит от нагрева жидкости. Чем больше нагревается теплоноситель, тем сильнее охлаждается нагреватель. В режиме прокачки жидкость течет вдоль по каналу в медном блоке и нагревается только за счет механизма теплопроводности. При наличии ЭГД-перемешивания к кондуктивному механизму теплопередачи подключается конвективный, за счет чего и улучшается прогрев жидкости. Соответственно, результаты, приведенные в Таблице 4.1, показывают, что при включении ЭГД-перемешивания температура нагревателя уменьшается на 21.7 °С.

Таблица 4.1 Измерения температуры в ЭГД-теплообменнике.

	$T_h, \text{ }^\circ\text{C}$	$T_{in}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T_{out}, \text{ }^\circ\text{C}$	$T_{out-calc}, \text{ }^\circ\text{C}$
<b>EHD OFF</b>	64.8	26.5	29.6	32.8
<b>EHD ON</b>	43.1	27.1	30.9	33.4

Учитывая закон сохранения энергии на тестируемом участке, выражение  $C_p \cdot \rho \cdot Q \cdot (T_{out} - T_{in})$  должно равняться входной в систему тепловой мощности 15.7 Вт. Однако, имело место расхождение, расчетная отводимая мощность отличалась как для случая без ЭГД-перемешивания — 7.7 Вт, так и при подаче напряжения на электроды — 9.5 Вт. Предполагая, что потери тепла в ЭГД-теплообменнике из-за толстых теплоизоляционных стенок пренебрежимо малы, а измерения температуры на входе корректны (так как есть достаточно времени, чтобы температура жидкости стала однородной по поперечному сечению трубки), единственным

причиной отличия может быть некорректные измерения температуры на выходе из перемешивателя. Последнее, скорее всего, было выполнено некорректно, так как распределение температуры в поперечном сечении является неоднородным, что будет показано ниже на рис. 4.10, и, соответственно, термистор в эксперименте измерял не среднюю температуру жидкости в сечении на выходе, а среднюю температуру жидкости обтекающей его. Последнее также подтверждается сильным отличием в меньшую сторону измеренной мощности теплоотвода в режиме без и с ЭГД-перемешиванием. Поскольку средняя температура жидкости на выходе из ЭГД-теплообменника является важным параметром для дальнейшего сравнения с компьютерной моделью, было принято решение рассчитать температуру вытекающей жидкости на основе закона сохранения энергии и исходя из предположения точности измерения температуры на входе. Следующие результаты показаны в столбце 4 Таблицы 4.1, и именно они будут сравниваться с компьютерным моделированием  $T_{\text{out-calc}}$ .

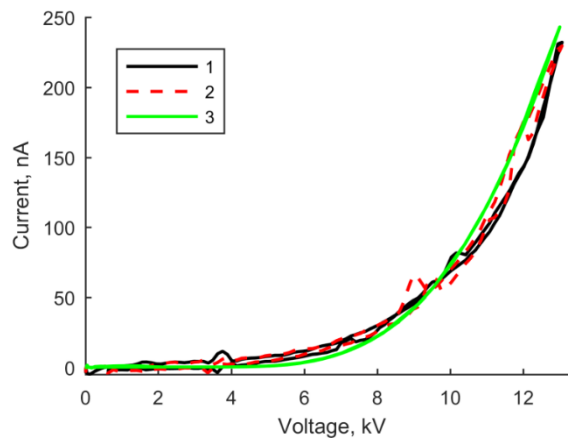


Рис. 4.9 Экспериментальная ДВАХ до (кривая 1) и после (кривая 2) температурных измерений и численно рассчитанная ДВАХ (кривая 3).

На рис. 4.9 показаны экспериментальные токовые характеристики до (кривая 1) и после (кривая 2) измерения температуры. На систему проволок подавалось отрицательное напряжение с амплитудой 13 кВ. Максимальное значение тока, достигнутое в системе во время эксперимента, составляет 235 нА на 13 кВ. Кривые 1 и 2, как видно, хорошо соответствуют друг другу, поэтому система показывает воспроизводимость, а функция инжекции, подобранная по данным кривым, будет описывать физические процессы генерации ионов в канале медного блока. Кривая 3 на рис. 4.9 соответствует численной ДВАХ, полученной на последней итерации метода подбора функции инжекции (описан в параграфе 3.1). Функция имеет следующий вид:

$$f_{\text{inj}}(E) = A_1(E - E_{\text{st}})^3 \Theta(E - E_{\text{st}}), \quad (4.3)$$

где соответствие достигается при  $A_1 = 2.3 \cdot 10^6$  м/сВ<sup>3</sup> и  $E_{\text{st}} = 1.3 \cdot 10^7$  В/м.

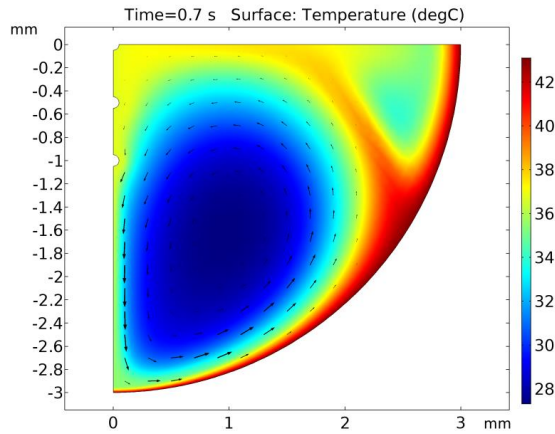


Рис. 4.10 Распределение температуры компьютерной модели в момент времени 0.7 с (соответствует концу канала).

Перейдем к сравнению температурных характеристик в численной модели и эксперименте. Для расчета ЭГД-теплообменника применялся ранее представленный в параграфе 4.1 метод моделирования проточных ЭГД-систем в 2D переходной постановке, где время и координата вдоль направления прокачки связаны  $z = u_0 \cdot t$ . Жидкость прокачивается в системе с расходом 2 мл/с и, соответственно, со средней скоростью 7.1 см/с. Для протекания жидкости через канал требуется в среднем 0.7 с. Это время соответствует концу цилиндрического канала (длина 50 мм) в 2D переходной задаче. На рис. 4.10 показано распределение температуры в поперечном сечении в момент вытекания из канала. Начальная температура жидкости и температура нагревателя соответствуют  $T_{in}$  и  $T_h$  в Таблице 4.1. Таким образом, средняя температура на выходе жидкости в моделировании представляет собой среднюю температуру на рис. 4.10 и составляет 33.5 °С. Сравнение экспериментальных и численных данных для ЭГД-теплообменника показало очень близкое соответствие  $T_{out-cal} = 33.4$  °С,  $T_{out-sim} = 33.5$  °С.

### Выводы по данной главе

Основной целью раздела была экспериментальная верификация всей совокупности методик, используемых при проектировании ЭГД-теплообменника. Результаты включают механические, тепловые и, что особенно важно, электрофизические измерения. Поэтому полученные экспериментальные данные обеспечивают достаточную базу для количественной оценки эффективности системы ЭГД-теплообменника проточного типа.

Несмотря на трудности с постановкой эксперимента и неизбежными фиксированными погрешностями численных подходов (подбор функции инъекции и 2D переходное моделирование 3D стационарной задачи), сравнение тепловой мощности в компьютерном моделировании и эксперименте очень хорошо согласуется (отличие менее 10%). Тем не менее, модель желательно дополнить учетом температурных зависимостей свойств жидкости и ионов, что сделает ее более обоснованной.

## 5. ЭГД-насос

Насос является неотъемлемой частью системы теплоотвода, обеспечивающей циркуляцию теплоносителя в замкнутом контуре между нагревателем и рассеивателем тепла. В случае единой ЭГД-системы теплоотвода наиболее перспективно использование ЭГД-насоса для сохранения концепции отсутствия движущихся частей, которые генерируют шум и со временем выходят из строя. К сегодняшнему дню имеется объемная база исследованных конфигураций и жидкостей для ЭГД-насосов, однако, как отмечается в параграфе 1.3 обзора литературы, они не лишены своих недостатков.

В этой главе будут предложены и исследованы рабочая жидкость и конфигурация электродов для ЭГД-насоса и, соответственно, ЭГД-системы теплоотвода. В силу интенсивности течений и отсутствию опубликованной проблемы со стабильностью характеристик, основной вклад в зарядообразование будет вносить эффект Вина. Предложенная конфигурация электродов ЭГД-насоса позволит ему конкурировать по производительности с ранее предложенными системами, а также будет крайне проста в сборке и производстве [178]. Более того, для данной конфигурации будет продемонстрирована возможность масштабирования характеристик до желаемых, а также будет проведено численное моделирование ЭГД-насоса, что обеспечивает возможность его проектирования средствами компьютерного моделирования.

### 5.1. Подбор рабочей жидкости

Так как экспериментальное исследование электрогидродинамического насоса подразумевало измерение как токовых, так и механических характеристик ( $Q$ – $P$  характеристика), то необходим был подбор рабочей жидкости, которая сохраняла бы стабильность низковольтной и высоковольтной проводимостей хотя бы в пределах часов. Поэтому рассматривались жидкости-основы и присадки, которые могли повысить проводимость жидкости до  $10^{-8}$  См/м, что обеспечило бы преобладание зарядообразования за счет эффекта Вина. В предыдущих исследованиях посвященных эффекту Вина себя хорошо зарекомендовала смесь трансформаторного масла и 23% циклогексанола [9, 10, 68, 69], однако так как это жидкость и присадка довольно вязкие, они не лучшим образом подходят для ЭГД-системы теплоотвода.

Для измерения стабильности низковольтной проводимости использовалась плоскопараллельная ячейка, рекомендованная ГОСТ 6581-75 (подробнее в параграфе 2.3.1), а для исследования высоковольтной проводимости применялась экспериментальная ячейка «игла – охлаждаемая плоскость» (подробнее в параграфе 2.3.3.4). На основе обзора литературы, ранее

проведенных исследований, а также консультирования с коллегами из Института химии СПбГУ был составлен следующий список потенциально подходящих основ и примесей для проведения измерений. В качестве жидкостей-основ использовались ПДМС-5 ( $[\text{CH}_3]_{10}\text{Si}_4\text{O}_3$ ) и додекан ( $\text{C}_{12}\text{H}_{26}$ ). В качестве исследуемых присадок рассматривались аммониевые соли и поверхностно активные вещества, представленные в Таблице 5.1.

Таблица 5.1 Исследуемые присадки для повышения низковольтной проводимости.

Обозначение	Название	Формула
АОТ	докузат натрия	$\text{C}_{20}\text{H}_{37}\text{NaO}_7\text{S}$
Span 85	сорбитан триолеат	$\text{C}_{60}\text{H}_{108}\text{O}_8$
ТВАТВВ	тетрабутиламмоний тетрабутилборат	$[\text{CH}_3(\text{CH}_2)_3]_4\text{N}[\text{B}[(\text{CH}_2)_3\text{CH}_3]_4]$
ТВАТРВ	тетрабутиламмоний тетрафенилборат	$(\text{CH}_3\text{CH}_2\text{CH}_2\text{CH}_2)_4\text{N}[\text{B}(\text{C}_6\text{H}_5)_4]$
Q <sub>+</sub> V-	тетра додецил аммоний тетракис(4-хлорфенил) борат	$\text{C}_{72}\text{H}_{116}\text{BCl}_4\text{N}$

Проводимость чистого додекана равнялась  $4 \cdot 10^{-13}$  См/м, что является очень малой величиной для плоскопараллельной ячейки (минимально измеряемая проводимость  $5 \cdot 10^{-13}$  См/м). Проводимость чистого ПДМС-1.5 равнялась  $1.5 \cdot 10^{-12}$  См/м. На первом этапе к 4 мл жидкостей-основ добавлялись  $1 \text{ см}^3$  сухих присадок (аммониевых солей) или 1 мл жидких (Span 85), после чего для более ускоренного растворения раствор нагревался, после чего добавлялись оставшиеся 15 мл основы, что ускоряло процесс остывания раствора обратно до комнатной температуры. Далее проводились измерения низковольтной проводимости и оценивались получаемые значения и стабильности низковольтной проводимости, так как она ключевым образом влияла на высоковольтную проводимость в ЭГД-системе, работающей преимущественно на эффекте Онзагера.

Таблица 5.2 Измерения проводимости.

	додекан, См/м	ПДМС-1.5, См/м
Span 85	$3.8 \cdot 10^{-9}$	-
АОТ	$2.0 \cdot 10^{-9}$	-
ТВАТВВ	-	$4.0 \cdot 10^{-12}$
ТВАТРВ	$4.0 \cdot 10^{-12}$	$1.7 \cdot 10^{-12}$
Q <sub>+</sub> V-	$2.1 \cdot 10^{-8}$	$6.0 \cdot 10^{-12}$

В Таблице 5.2 представлены результаты измерения низковольтных проводимостей полученных растворов. Как можно видеть, наибольший рост проводимости замечен у додекана с присадками Q<sub>+</sub>B<sub>-</sub>, AOT и Span 85 и достигает  $2.1 \cdot 10^{-8}$ ,  $2.0 \cdot 10^{-9}$  и  $1.4 \cdot 10^{-9}$  См/м, соответственно. В случае с остальными примесями проводимость либо практически не изменила изначального значения жидкости-основы, либо сделала это очень незначительно при условии, что растворилась не полностью (выпала в осадок). Далее рассмотрим непосредственно графики измерений низковольтной проводимости для трех растворов, которые значительно повысили проводимость додекана.

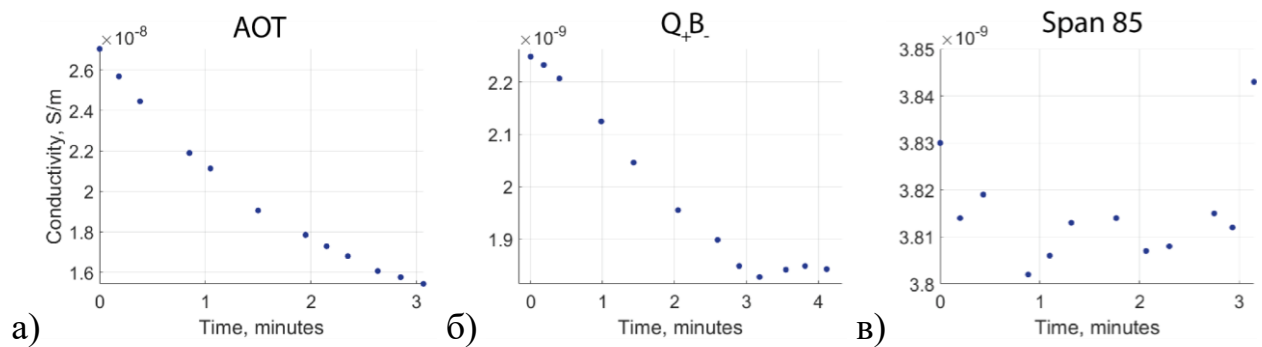


Рис. 5.1 Зависимость низковольтной проводимости от времени с начала измерений для трех присадок: (а) Q<sub>+</sub>B<sub>-</sub>, (б) AOT и (в) Span 85.

На рис. 5.1 представлен график зависимости низковольтной проводимости от времени с начала измерений для додекана с тремя разными присадками. Как можно видеть, у первых двух присадок (рис. 5.1а и 5.1б) проявляется деградация низковольтной проводимости на 40 и 20%, соответственно. Помимо электрофизических процессов еще одной из причин этого спада может быть выпадение со временем в осадок аммониевых солей, что приводит к изменению проводимости. В свою очередь низковольтная проводимость для додекана с 1 мл ПАВ Span 85 (рис. 5.1в) очень стабильна во времени (флуктуации менее 1%), поэтому для дальнейших исследований высоковольтной проводимости был выбран именно этот раствор.

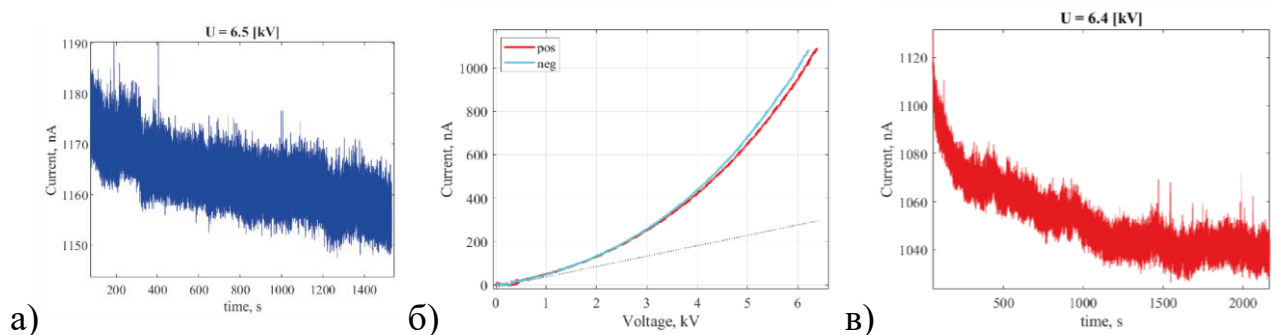


Рис. 5.2 Токвые характеристики для додекана с 5% Span 85 в системе «игла – охлаждаемая плоскость»: (а) АСХ для отрицательной полярности, (б) ДВАХ и (в) АСХ для положительной полярности.

Исследование стабильности высоковольтной проводимости проводилось в экспериментальной ячейке «игла – охлаждаемая плоскость», которая позволяла контролировать

температуру жидкости при помощи термостата. На рис. 5.2 представлены результаты измерений ампер-секундных и вольт-амперных (а точнее, ДВАХ) для двух полярностей. Как видно, вольт-амперные характеристики для двух полярностей лежат очень близко друг к другу, отличие менее 4%, из чего можно судить о преобладании механизма зарядообразования не зависящего от полярности — эффекта Вина. А отличие порядка единиц процентов может объясняться наличием в поверхностном зарядообразовании (инжекции). АСХ для каждой полярности имеют небольшой спад в первые 1000 секунд (менее 8%), после чего выходят в стационар (положительная полярность) либо остается незначительный спад в дальнейшем (менее 1% за 1000 секунд на отрицательной полярности). Из полученных данных по измерениям низковольтной и высоковольтной проводимости для додекана с Span 85 можно сделать вывод, что это жидкость отлично подходит для проведения исследований и использования в ЭГД-насосе и ЭГД-системе теплоотвода.

## 5.2. Выбор конфигурации электродов ЭГД-насоса

Большинство областей применения ЭГД-течений требуют высокопроизводительных насосов. Чтобы количественно оценить характеристики, требуемые от ЭГД-насосов, можно рассмотреть область охлаждения микроэлектроники. Для однофазного охлаждения 100 Вт микрочипа необходимы расходы порядка 10 мл/с. Кроме того, требуется давление 100 кПа или выше для поддержания таких высоких расходов через микроканалы в микрорадиаторе. Экспериментальное исследование ЭГД-насоса опубликовано в [179].

В ЭГД-насосах есть три наиболее часто встречающиеся конфигурации электродов: плоские электроды [12, 19, 27, 180], заостренные электроды (игла – кольцо, лезвие – щель, также встречается название «треугольная призма – щель») [13, 14, 22, 23, 181], диски с отверстиями [11, 182, 183] и сетки из проволоки [184, 185]. Иногда встречаются более необычные конфигурации типа спиральных плоских электродов [157] и диэлектрических барьеров с косыми отверстиями [69]. Плоские электроды часто применяются в системах с диссоциационным механизмом зарядообразования (кондуктивные насосы), так как в них важно не достигать высоких значений напряженности электрического поля, что активирует сильную инжекцию или проявляет эффект Вина. Такие системы обладают низкой производительностью (будет показано в Таблице 5.3) по сравнению с заостренными системами типа игла – кольцо, лезвие – щель или сетка – сетка. Несмотря на это, они применяются в научном и научно-промышленном сообществе за счет простоты в изготовлении (достаточно нанести проводящее покрытие на стенки корпуса прототипов) и физики, имеющей математическое описание, что позволяет проводить компьютерное моделирование соответствующих устройств. В свою очередь насосы типа игла –

кольцо трудно масштабируемы и сложны при изготовлении [179], т.к. требуют тонкую настройку межэлектродного промежутка и соосности для получения высоких значений гидродинамических характеристик. Таким образом, при проектировании ЭГД-насоса для систем теплоотвода основной задачей было совместить основные преимущества заостренных насосов и насосов типа кольцо – кольцо. Учитывались четыре основных требования:

- высокая производительность (в соответствии с конкретным применением, например, для охлаждения микроэлектроники);
- простота изготовления одиночных ступеней;
- простота изготовления многоступенчатой системы;
- малые токи утечки (высокий КПД).

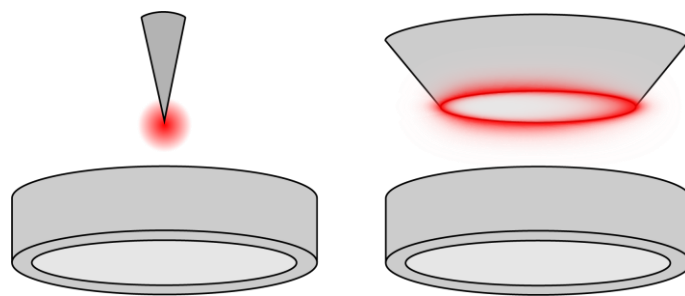


Рис. 5.3 Схематическое изображение конфигураций электродов игла – кольцо и «проколотое отверстие – кольцо» с областью максимальной напряженности электрического поля.

Для обеспечения хорошей работы ЭГД-насоса важно достичь высоких значений локальной напряженности электрического поля. Это активирует механизмы инжекции и усиленной полем диссоциации (эффект Вина) и приводит к более высоким значениям кулоновской силы и скоростям течений. Традиционно эта цель достигается заострением высоковольтного электрода. Однако изготовление одиночных или многоступенчатых систем с такими конфигурациями является трудоемкими. На первый взгляд альтернативной системой может стать система «проколотое отверстие – кольцо» (рис. 5.3). В такой системе также имеется область сильного электрического поля, а прокалывание в металлическом листе отверстия является гораздо более простым техпроцессом, чем настраивание положения иглы и фиксация ее в этом положении. Однако, при малых размерах межэлектродного промежутка напряженность электрического поля даже на ровных (незаостренных) участках электродов будет порядка  $10^7$  В/м (рис. 5.4, слева). Для жидкости с низковольтной проводимостью  $10^{-8}$  См/м интегральный ток по поверхности электродов с характерным радиусом отверстия порядка 1 мм и при напряжении порядка 10 кВ получается равным 1 мкА, причем почти 100% вклад в этот ток дает ток проводимости (за счет миграции ионов), а не конвективный ток, т.е. энергия расходуется не на создание ЭГД-течений, а на джоулев нагрев.



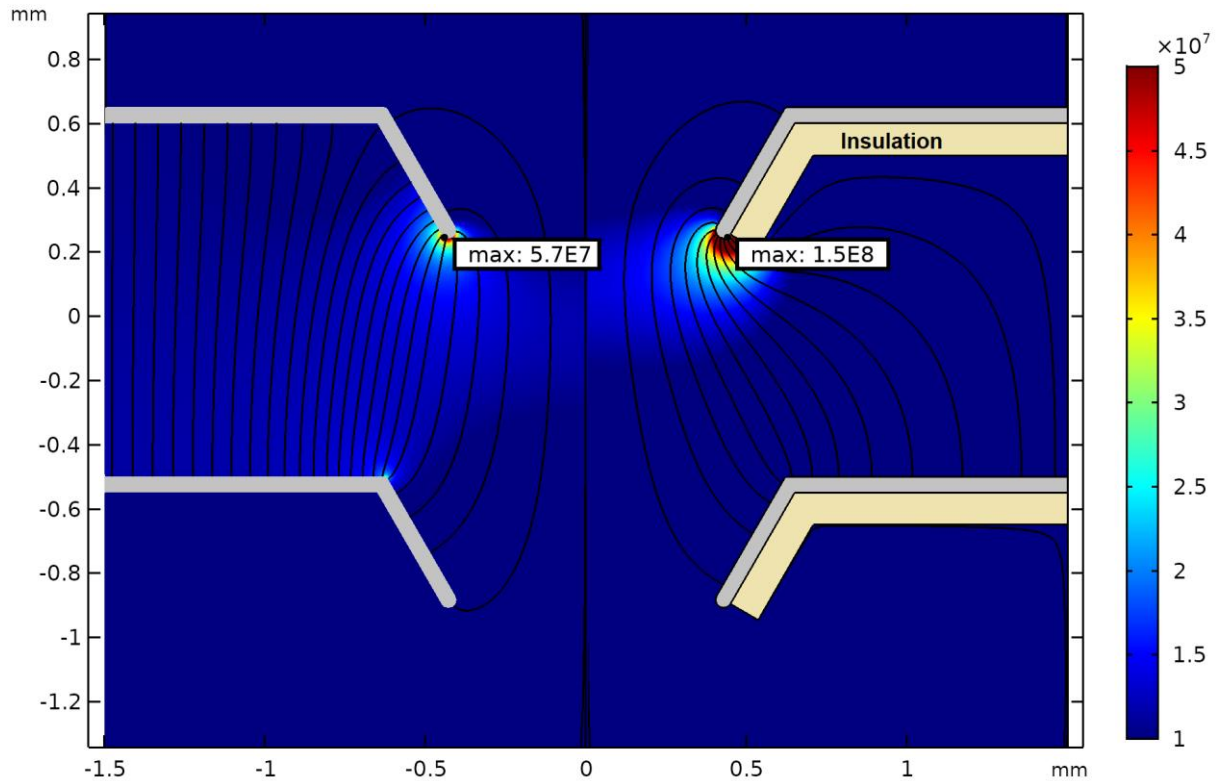


Рис. 5.4 Электростатическое распределение напряженности электрического поля (легенда обрезана  $10^7 - 5 \cdot 10^7$  В/м). Проколотые в фольге отверстия (слева) и проколотые в фольге с изоляцией отверстия (справа). МЭП — 1 мм; толщина фольги — 18 мкм; толщина изоляции — 100 мкм; напряжение — 12 кВ; постановка задачи — осесимметричная.

Решением проблемы протекания большого тока за счет «нерабочих областей» (где нет ЭГД-течений) может стать изоляция нижней поверхности металлического листа при помощи твердого диэлектрика (рис. 5.4, справа). В такой системе силовые линии электрического поля огибают изоляцию, стягиваясь в отверстие, тем самым увеличивая максимум напряженности на кромке отверстия. Как можно видеть, в «нерабочих» областях напряженность электрического поля на 2–3 порядка меньше чем в максимуме. В такой системе для жидкости с низковольтной проводимостью  $10^{-8}$  См/м интегральный ток по поверхности электродов получается равным 0.1 мкА, что на порядок меньше, чем без изоляции.

Технологически такого можно добиться либо подготавливая отверстия в фольге, а затем изолируя одну из ее поверхностей, либо сразу проделывая отверстия на фольгированном диэлектрическом материале, к примеру, фторопласте, текстолите или полиимиде. Возможно изготовление отверстий на основе двух технологических процессов — сверления и прокалывания. Варианты проколотых отверстий представлены на рис. 5.5 (а, б). Как можно видеть, из-за волокнистой структуры текстолита на кромке проколотых отверстий видны разрывы стеклоткани, а также разрывы фольги, которые могут приводить к различиям между экспериментом и компьютерным моделированием. Из-за этого было принято решение перейти к использованию более воспроизводимого и контролируемого процессу подготовки электродов — просверливанию.

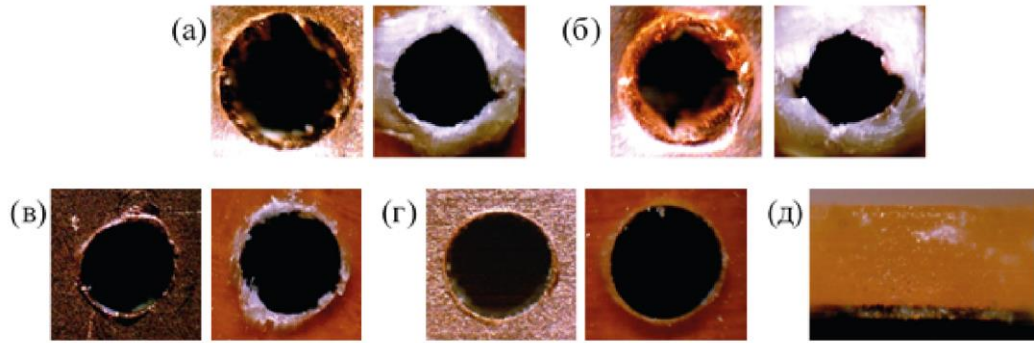


Рис. 5.5 Фотографии отверстий: (а) просверленного затем проколотого; (б) проколотого; (в) просверленного вручную; (г) просверленного на фрезерном станке с числовым программным управлением; (д) просверленного на фрезерном станке, вид с боковой стороны отверстия.

Процесс производства отверстий реализуется на фрезерном станке с числовым программным управлением. Параметром соответствующего процесса является скорость вращения сверла. Были рассмотрены разные значения и выбрано такое, при котором не наблюдалось расслоение текстолита — 2000 об/мин. Материалом электрода является фольгированный медью текстолит. Проводимость текстолита составляет менее  $10^{-13}$  См/м. Толщина текстолита — 212 мкм, толщина фольгированного слоя — 28 мкм.

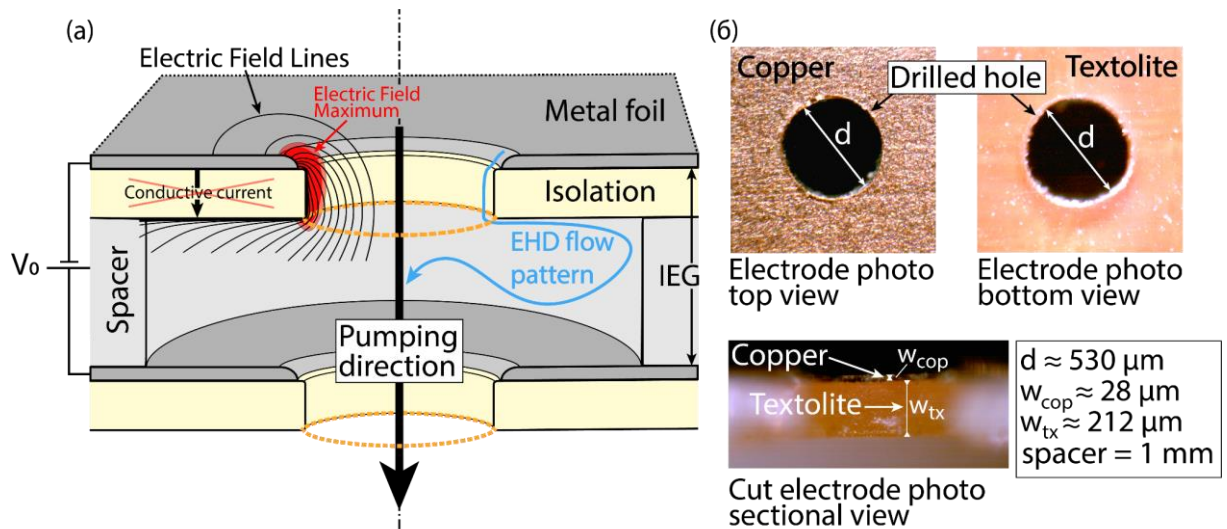


Рис. 5.6 (а) схема электродной системы для ЭГД-насоса и (б) фотографии просверленного отверстия в электроде (вид сверху, снизу и разрезанный пополам вид сбоку).

На рис. 5.6а показан исследуемый ЭГД-насос. В качестве электродной системы использовалась пара покрытых металлом диэлектрических барьеров с просверленными в них отверстиями (рис. 5.6б). Диэлектрическая прокладка (спейсер) с более крупными отверстиями располагалась концентрично по отношению к отверстиям в электродах и задавала межэлектродный зазор. Вся система была заполнена рабочей диэлектрической жидкостью. При подаче высокого напряжения и накоплении заряда на поверхности изоляции силовые линии электрического поля фокусировались внутрь отверстия, увеличивая напряженность

электрического поля, вследствие чего вблизи края отверстия возникал объемный заряд. Кулоновская сила, действующая на заряд, толкала жидкость вдоль силовых линий электрического поля и по касательной к поверхности изоляции вплоть до вихря, образовавшегося внутри зазора между электродами (синяя кривая на рис. 5.6а иллюстрирует картину течения). Таким образом, накачка происходит сверху вниз, т. е. от поверхности фольги к изоляции.

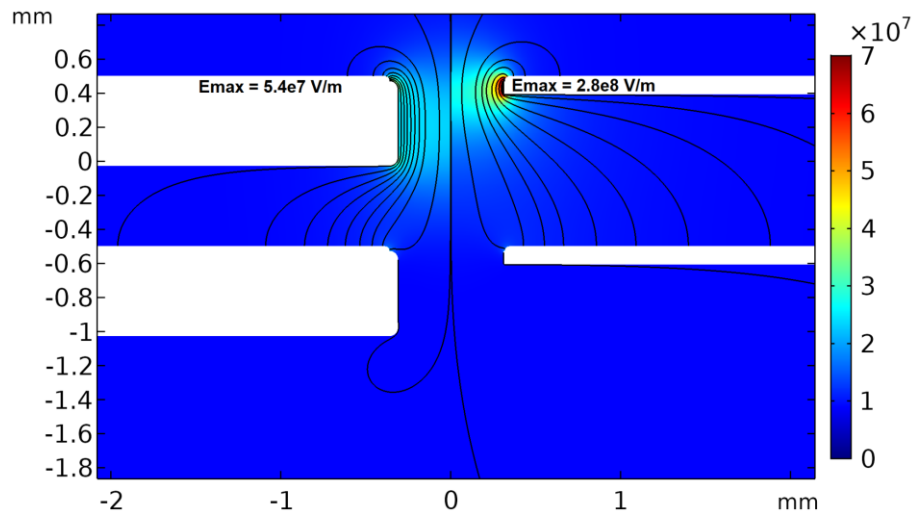


Рис. 5.7 Распределение невозмущенного объемным зарядом электрического поля в системе фольгированных диэлектрических барьеров с отверстием с разной толщиной барьеров: 500 мкм (слева) и 80 мкм (справа).

Толщина покрытия изоляции и зазор между электродами играет существенную роль в работе предлагаемого ЭГД-насоса. На рис. 5.7 представлено электростатическое распределение электрического поля в отсутствие объемного заряда при 16.6 кВ для двух толщин диэлектрического барьера и указаны максимальные значения в каждом из случаев. Как можно видеть максимум напряженности электрического поля в 5 раз выше в случае более тонкой изоляции. Также, в отличие от случая более толстого барьера, область максимума напряженности электрического поля сильнее локализована в отверстии. В предельном случае, если толщина изоляции сравнима с размером прокладки (спейсера), напряженность электрического поля будет иметь еще меньшее максимальное значение поля. Таким образом, тонкая диэлектрическая изоляция на электродах и малое расстояние между электродами позволяют локализовать и усилить напряженность электрического поля и пространственные заряды вблизи края отверстия. Предлагаемый ЭГД-насос может работать с жидкостями в широком диапазоне электропроводностей благодаря двум механизмам формирования заряда: инжекции и диссоциации, усиленной электрическим полем.

### 5.3. Исследование ЭГД-насоса «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры»

#### 5.3.1. Численное исследование ЭГД-насоса

Для ответа на вопрос о работе предложенного ЭГД-насоса перейдем к подробному рассмотрению результатов численного моделирования системы уравнений электрогидродинамики в системе фольгированных диэлектрических барьеров с отверстием. Система рассчитывалась с «открытыми границами», которые позволяют жидкости свободно втекать и вытекать из насоса (кроме рис. 5.13). Более подробное описание геометрии и граничный условий представлено в параграфе 2.2.2.5. Выбранная геометрия модели и параметры модели соответствует реальной системе, для которой проводились экспериментальные исследования. В качестве рабочей жидкости использовался додекан с добавлением 10% поверхностно-активного вещества Span 85, удельная электрическая проводимость рабочей жидкости  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  См/м. Вначале рассмотрим стационарные распределения расчетных переменных при постоянной разности потенциалов между верхним и нижним электродом  $V_0 = 16.6$  кВ (напряжение, при котором в эксперименте измерялись характеристики ЭГД-насоса).

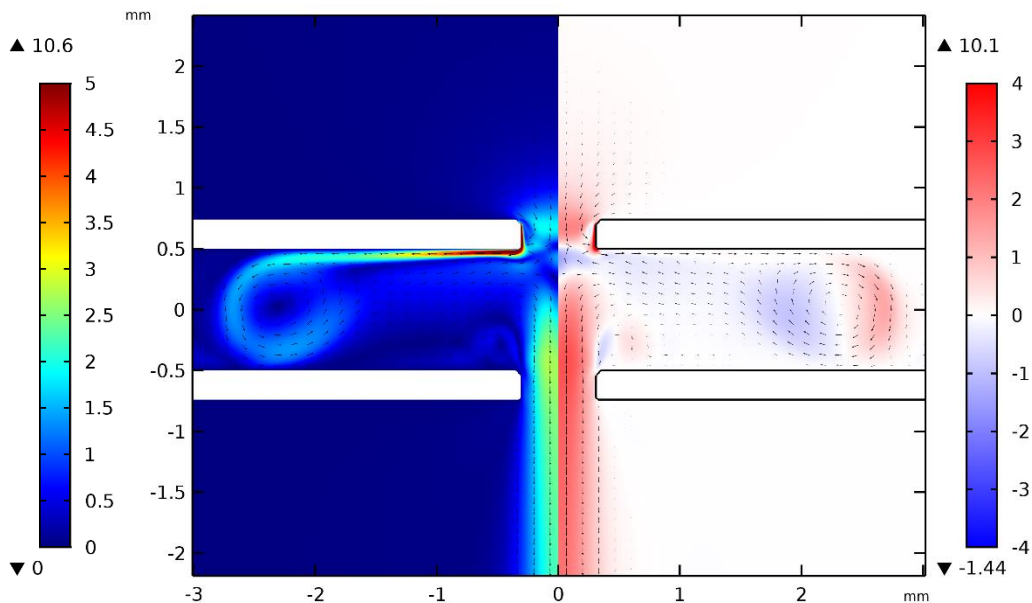


Рис. 5.8 Распределение модуля скорости (слева, м/с) и  $z$ -компоненты вектора скорости, взятой с обратным знаком (для того, чтобы направление в сторону прокачки было положительным) (справа, м/с). Стрелки указывают направление течения у своего основания. Расчет сделан в случае задания «открытых границ» (соответствует режиму максимальной прокачки).

Как можно видеть из рис. 5.8, в системе возникают очень интенсивные ЭГД-течения у кромки верхнего отверстия (которое далее будет называться для краткости «активным») и внутри между двумя электродами вблизи оси модели. Зона максимального ускорения расположена

непосредственно у кромок отверстия — около кромки фольги. Жидкость, получая энергию в этой зоне, протекает вдоль боковой части отверстия и поворачивает, двигаясь далее вдоль нижней части верхнего диэлектрического барьера до момента образования вихря. С середины МЭП течение собирается на оси симметрии и бьет интенсивным потоком вниз сквозь нижнее отверстие (далее называемое для краткости «пассивным») и далее до самой нижней границы. Таким образом, в данной системе при приложении высокого напряжения возникает прокачка рабочей жидкости по направлению от фольги к диэлектрическому барьеру.

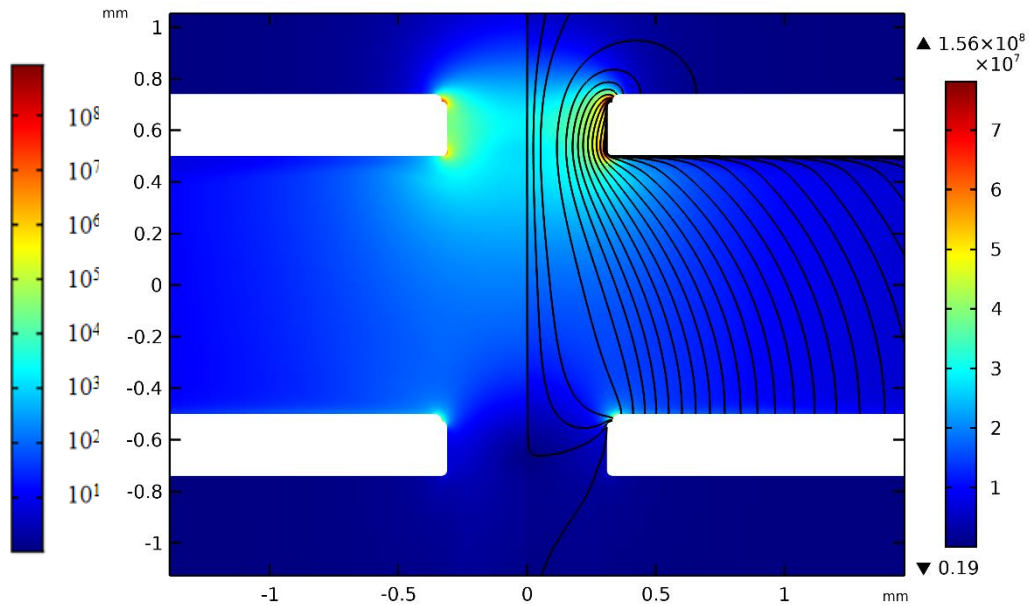


Рис. 5.9 Распределение десятичного логарифма от относительного усиления диссоциации (слева,  $\log(F_{\text{Ons}}/1 \text{ В/м})$ ) и напряженность электрического поля (справа, В/м) и его силовые линии. Расчет сделан в случае задания «открытых границ» (соответствует режиму максимальной прокачки).

Перейдем к описанию структуры ЭГД-течения с точки зрения расчетных величин. Из распределения на рис. 5.9 видно, что максимум напряженности электрического поля  $E_{\text{max}} = 1.6 \cdot 10^8 \text{ В/м}$  расположен на кромке фольгированной части отверстия и, соответственно, в этой области достигается повышенная интенсивность диссоциации за счет больших значений функции Онзагера  $F_{\text{Ons}}(E_{\text{max}}) = 8.5 \cdot 10^8$ . В этой зоне происходит разделение заряда, после чего отрицательные ионы доходят до близко расположенного положительного электрода и разряжаются. А положительные, наоборот, отталкиваясь от активного электрода, начинают двигаться вдоль силовых линий электрического поля внутрь отверстия. Как можно видеть из рис. 5.9, линии электрического поля, стягиваясь в отверстие, сильно прижимаются к нижней части верхнего диэлектрического барьера, что и объясняет такую необычную структуру ЭГД-течения внутри отверстия (рис. 5.8, слева).

Также, как в системе «плоскость – диэлектрический барьер – плоскость» [9] в системе есть два характерных масштаба, на которых происходит усиление диссоциации и разделения заряда — масштаб радиуса закругления кромок отверстий и масштаб всего отверстия. На рис. 5.10

внутри верхнего отверстия видно как разделение заряда на масштабе всего отверстия. При этом за счет наличия конвективного переноса ионов происходит небольшой снос отрицательного заряда вниз внутрь отверстия.

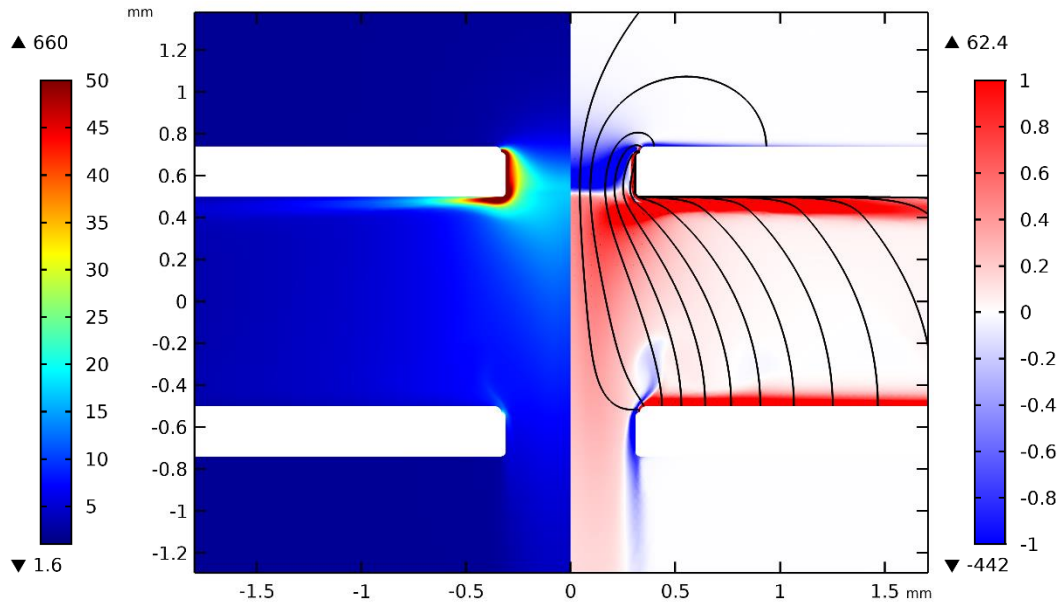


Рис. 5.10 Распределение нормированной на  $\sigma_0$  проводимости (слева, 1) и объемного заряда (справа, Кл/м<sup>3</sup>). Расчет сделан в случае задания «открытых границ» (соответствует режиму максимальной прокатки).

На рис. 5.10 видны последствия конвективного переноса заряда. За счет ЭГД-течений объемный заряд и область повышенной проводимости сносятся из зоны повышенной интенсивности диссоциации вдоль боковой части отверстия и нижней части диэлектрического барьера. Также у положительного и отрицательного электрода видны диссоциационно-рекомбинационные слои дефицита ионов — слой отрицательного заряда над верхним электродом и слой положительного заряда — над нижним.

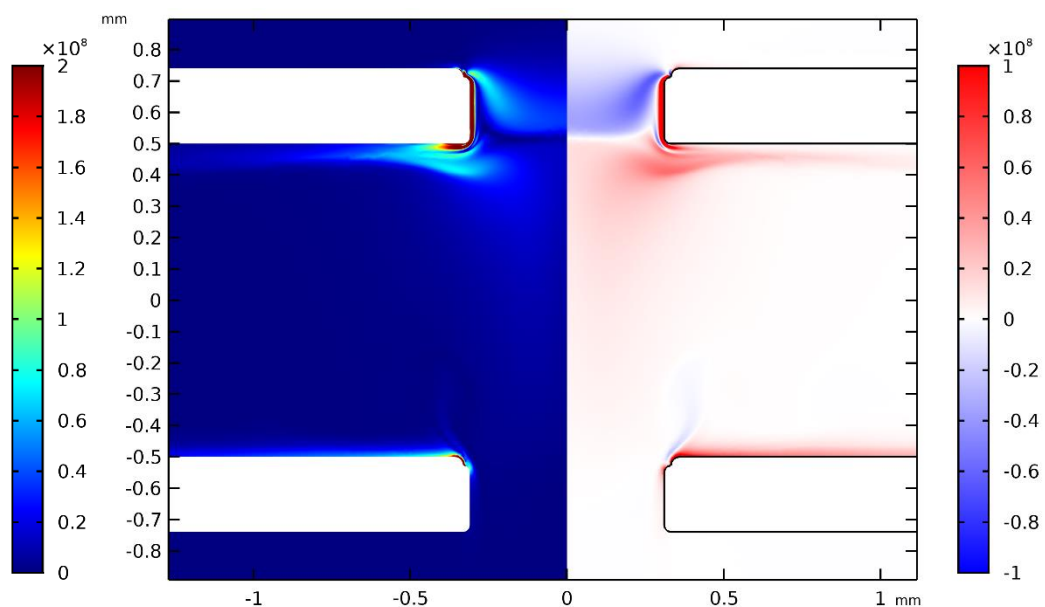


Рис. 5.11 Распределение модуля кулоновской силы (слева, Н/м<sup>3</sup>) и проекции кулоновской силы на ось  $z$  (справа, Н/м<sup>3</sup>). Направление вниз считается положительным. Расчет сделан в случае задания «открытых границ» (соответствует режиму максимальной прокатки).

Перейдем к рассмотрению кулоновской силы. На возникший объемный заряд действует кулоновская сила по направлению вдоль силовых линий электрического поля (рис. 5.11, слева). На основные заряженные области она действует в направлении от активного фольгированного электрода внутрь отверстия: на отрицательно заряженную область — в направлении вверх, на нижнюю положительно заряженную область — в направлении вниз. Если рассмотреть проекцию кулоновской силы на направление прокатки (рис. 5.11, справа), то у краев отверстия она положительна. Это значит, что кулоновская сила здесь совершает работу и ускоряет жидкость. У активного электрода на оси симметрии, наоборот, наблюдаются отрицательные значения, означающие, что кулоновская сила тормозит здесь жидкость. Наибольшая кулоновская сила действует на жидкость вдоль силовой заряженной струи, распространяющейся от краев отверстия вдоль боковой поверхности отверстия. Она разгоняет жидкость и определяет структуру ЭГД-течения.

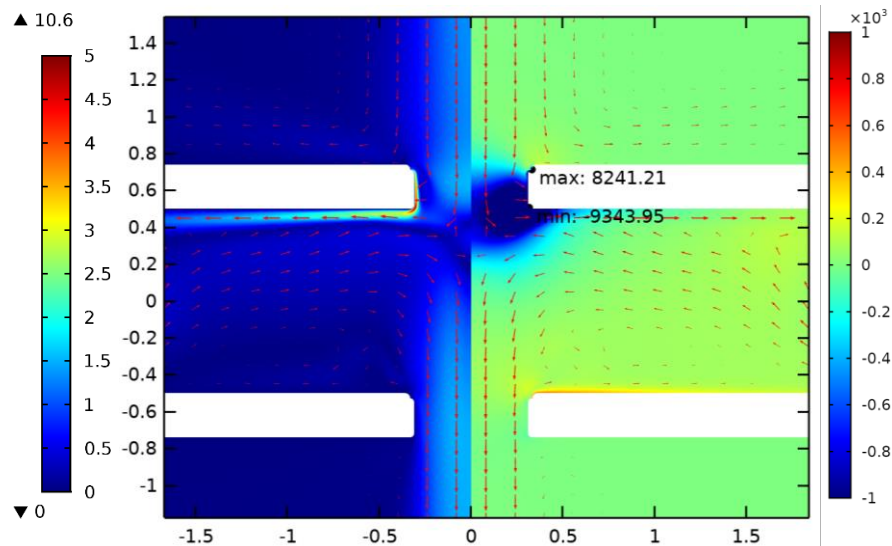


Рис. 5.12 Качественное распределение модуля скорости (слева, м/с) и давления (справа, Па). «Открытые границы» (режим максимальной прокатки).

На рис 5.12 представлено распределение модуля скорости (слева) и давления (справа) в режиме максимальной прокатки. За счет действия силы кулона жидкость вытягивается из первого отверстия внутрь межэлектродного промежутка, этим и объясняется наличие области пониженного давления в первом (верхнем) отверстии на рис. 5.12, справа. Также видна область повышенного давления на нижнем электроде вдоль фольги, что объясняется областью действия силы кулона на гетерослой заряда, которая прижимает жидкость к электроду.

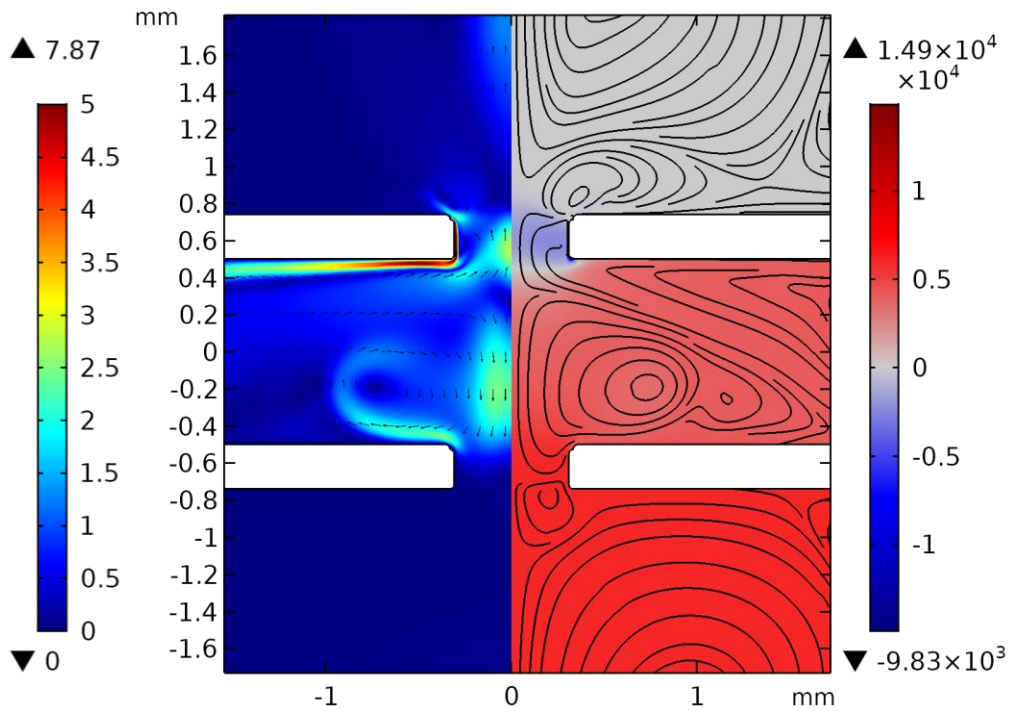


Рис. 5.13 Распределение модуля скорости (слева, м/с) и давления (справа, Па). «Закрытые границы» (режим максимального напора).

Режим максимального напора, когда границы модели «закрыты», то есть задается граничное условие непротекания  $u_N = 0$ , представлен на рис. 5.13. Так как сила Кулона действует на жидкость прокачивая ее сверху вниз, видно, что в нижней части модели имеется повышенное давление. Давление в системе растет по мере прохождения через отверстия. Так в первом отверстии наблюдается пониженное давление, которое возникает, как и на рис. 5.12 из-за затягивания жидкости силой Кулона внутрь отверстия, а далее система работает как насос, который нагнетает давление в МЭП пространстве и за вторым отверстием (внизу).

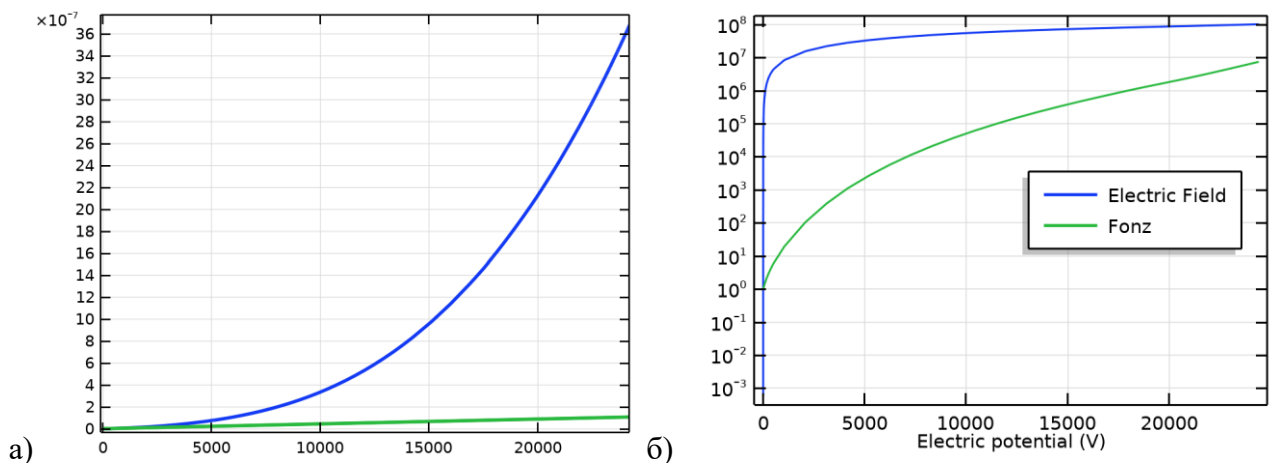


Рис. 5.14 (а) расчетная вольт-амперная характеристика (синяя кривая) и линейная экстраполяция линейного омического участка (зеленая кривая) и (б) зависимость максимума напряженности электрического поля и относительного усилении диссоциации от напряжения.

Из-за сильных электрических полей при учете эффекта Вина вольт-амперная характеристика системы является существенно нелинейной и кардинально отличается от закона



Ома (рис. 5.14). Нелинейность становится заметна, уже начиная с 3 кВ, когда напряженность электрического поля уже достигает значений более  $10^7$  В/м, а относительное усиление диссоциации составляет около 1000. При напряжении 25 кВ электрический ток в системе в 36 раз больше, чем в случае выполнения закона Ома.

### 5.3.2. Экспериментальные и расчетные токовые характеристики

Перейдем к рассмотрению токовых характеристик, зарегистрированных при экспериментальном исследовании ЭГД-насоса «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры». В первую очередь оценим повторяемость данных по ампер-секундным характеристикам, после чего приступим к рассмотрению и анализу вольт-амперных характеристик.

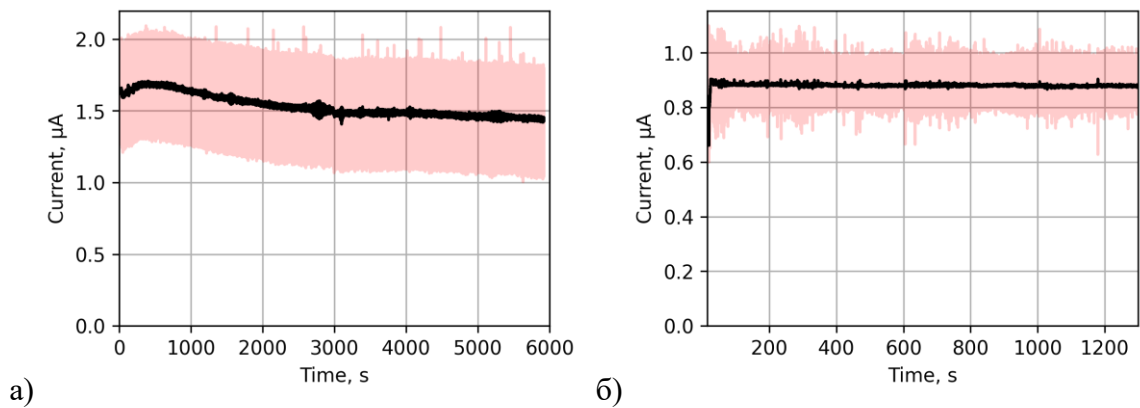


Рис. 5.15 Ампер-секундные характеристики (а) на отрицательной полярности при  $V_0 = 16.3$  кВ и (б) положительной полярности при  $V_0 = 17.7$  кВ; розовая линия — исходные данные, черная — после фильтрации.

На АСХ при отрицательной полярности (рис. 5.15а) наблюдается рост тока в первые 200 секунд, после чего следует плавный спад, постепенно сменяющийся зоной квазистационарного тока со значением около 1.5 мкА. Такое поведение АСХ более характерно для случая инжекционного зарядообразования и представлялось ранее для жидкости ГК-1700 и системы «плоскость – шесть проволок – плоскость» (рис. 3.7), где был сделан вывод о процессах активации и пассивации электрода (при замене активного электрода характеристики восстанавливались). В свою очередь, при положительной полярности нет подобных переходных процессов (рис. 5.15б) — система стабильна на всем промежутке измерений. Однако, токи на положительной полярности в 1.7 раз меньше, несмотря на немного большее рабочее напряжение. Такое различие возможно только при наличии в исследуемой системе инжекции при отрицательной полярности.

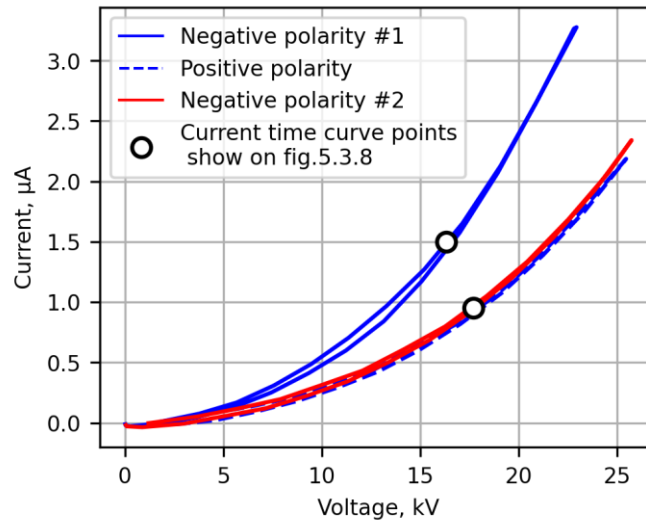


Рис. 5.16 Экспериментальные вольт-амперные характеристики для отрицательной и положительной полярностей (хронология измерений: 1 — «отрицательная #1», 2 — «положительная», 3 — «отрицательная #2»). Точки на графиках указывают на значения, при которых измерялись АСХ на рис. 5.3.8.

Отличие между положительной и отрицательной полярностями становится еще более наглядными на графиках вольт-амперных характеристик (рис. 5.16). На напряжении 24 кВ токи различаются почти в два раза. Также при экспериментальном исследовании было обнаружено, что после повторной смены полярности с положительной на отрицательную ток при отрицательной полярности спал до уровня положительной полярности, что также характерно для инъекции. Стоит отметить, что отличие между полярностями становится заметным, начиная с 3 кВ, где эффект Вина уже вносит свой вклад в полный ток. Поэтому важно сравнить полученные экспериментальные ВАХ с расчетными при учете диссоциации и эффекта Вина (рис. 5.17).

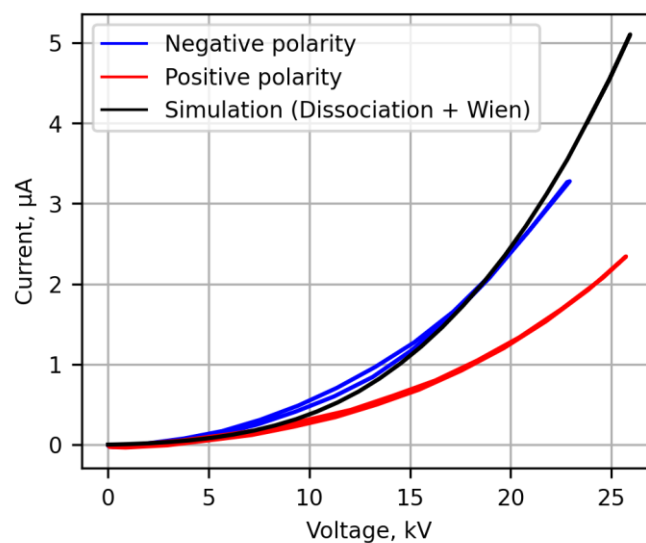


Рис. 5.17 Экспериментальные вольт-амперные характеристики при отрицательной (синяя кривая) и положительной (красная кривая) полярностях и численная вольт-амперные характеристика (черная кривая).

На рис. 5.17 представлены численная и экспериментальные вольт-амперные характеристики для двух полярностей. Как можно видеть, на участке до 7 кВ численная ВАХ совпадает с экспериментом для положительной полярности. Отрицательная полярности же лежит выше. Таким образом, можно сделать вывод, что в ток при отрицательной полярности инжекция вносит вклад в полный ток. Степень нелинейности данных для положительной полярности настолько высока, что можно считать, что весь ток в системе обусловлен эффектом Вина. Также видно, что рассчитанная ДВАХ после 7 кВ завышает значение тока при положительной полярности — отличие в 2 раза достигается при 16.6 кВ, а в максимуме напряжения разница токов составляет 127%.

В ранее проведенных исследованиях, посвященных анализу и сравнению численных и экспериментальных данных высоковольтного токопрохождения в условиях преобладания эффекта Вина, уже проявлялись подобные различия, суть которых до настоящего времени оставалась не вполне ясной [68, 69]. Одна из них, предложенная в работах [186, 187] и связанная с уменьшением коэффициента рекомбинации в экспериментах из-за облепления ионов молекулами ПАВ, будет подробно исследована в параграфе 5.4.

### 5.3.3. Сравнение экспериментальных и расчетных $Q-P$ характеристик

Перейдем к рассмотрению механических характеристик ЭГД-насоса: зависимостей генерируемых напоров от напряжения и  $Q-P$  (расход-напор) характеристик, полученных в эксперименте и компьютерной модели. Сравнение будет проводиться только для положительной полярности, так как ранее уже было показано, при отрицательной полярности проявляется инжекция. Все полученные экспериментальные данные регистрировались после достижения системой установившегося режима токовых характеристик (согласно АСХ).

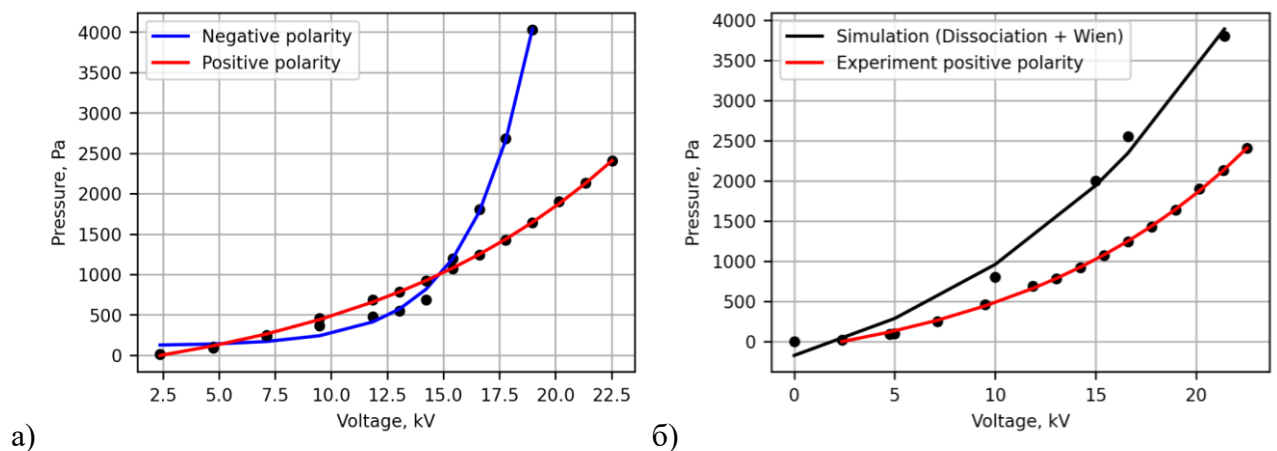


Рис. 5.18 (а) экспериментальные и (б) экспериментальная и численная зависимости напора от напряжения для ЭГД-насоса при отрицательной и положительной полярностях.

В эксперименте на отрицательной полярности получены бóльшие значения напора (рис. 5.18а), чем при положительной. На 19 кВ при положительной полярности напор составляет 1700 Па, а при отрицательной около 4000 Па. Однако, в отличие от вольт-амперной характеристики (рис. 5.16), где уже с 3 кВ кривая для отрицательной полярности идет выше, на напоре отличия проявляются начиная с 13 кВ.

На рис. 5.18б представлено сравнение экспериментальной на положительной полярности и численной зависимостей максимального напора от напряжения. Так как, на отрицательной полярности присутствует инжекция, все сравнение эксперимента и моделирования будут проводится на положительной полярности, в которой, предположительно, проявляется только эффект Вина. Также как и на вольт-амперных характеристиках (рис. 5.17) в компьютерной модели получают завышенные по сравнению с положительной полярностью токовые характеристики. Давление практически равно нулю до напряжения 5 кВ и возрастает до 3800 Па в моделировании на 21.4 кВ.

Экспериментально полученные давления превосходят большинство характеристик, ранее представленных конфигураций одноступенчатых ЭГД-насосов. Небольшое число работ, в которых регистрировались напоры более 5000 Па, в основном состояли из параллельных многоступенчатых систем. В этих же работах при давлениях порядка 1 кПа получались расходы гораздо меньше, полученных в настоящем насосе, что подтверждает перспективность представленной системы перед аналогами (рис. 5.19).

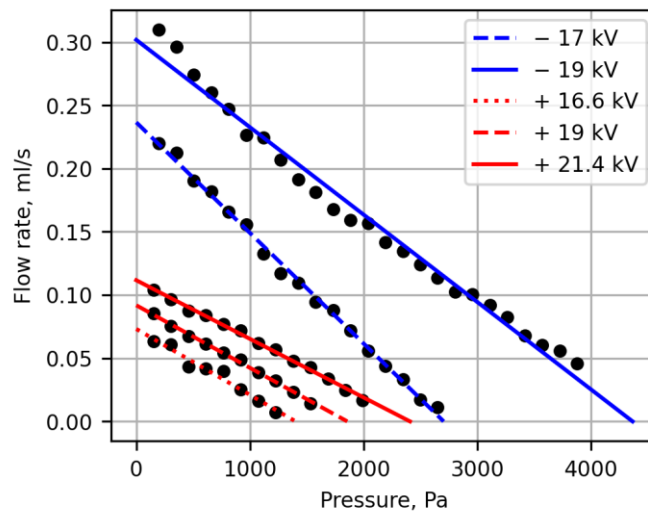


Рис. 5.19 Зависимость расхода от напора для положительной (16.6, 19 и 21.4 кВ) и отрицательной полярности (17 и 19 кВ).

На рис. 5.19 представлены экспериментальные  $Q-P$  характеристики исследуемого ЭГД-насоса для двух полярностей и трех напряжений. Все измеренные характеристики имеют линейные зависимости расхода от давления. Расходы для двух полярностей в эксперименте отличаются сильнее, чем давления, что, вероятнее всего, связано с различиями в механизмах

зарядообразования: на положительной — диссоциация, на отрицательной — инжекция. При напряжении 17 кВ расход и давление отличаются в 3.4 и 1.7 раза, соответственно, а на 19 кВ — 3.3 и 2.4 раза. Максимальный расход зарегистрированы при отрицательной полярности и равен 0.3 мл/с, что является достаточно хорошим результатом для одноступенчатого насоса в сравнении с характеристиками, полученными в работах [14, 42, 154, 155, 183, 185, 188]. Теперь сравним механические характеристики насоса в эксперименте и моделировании. Сравнение по-прежнему будет проводиться для положительной полярности, так как на отрицательной есть инжекция (рис. 5.20).

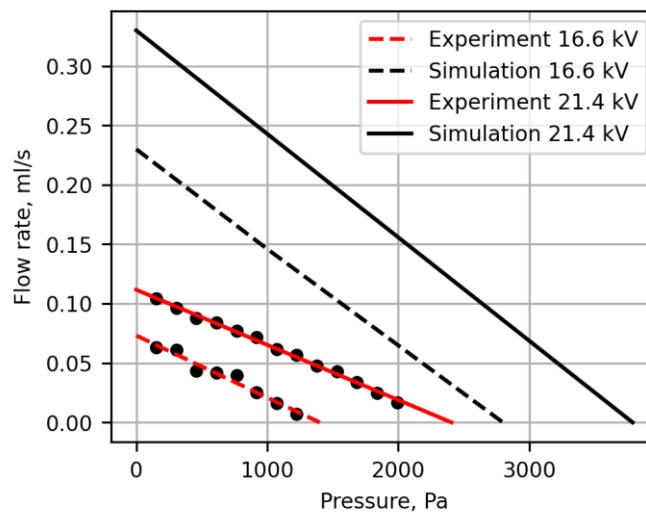


Рис. 5.20 Экспериментальная (для положительной полярности) и численная  $Q$ – $P$  характеристики для 16.6 кВ и 21.4 кВ.

По аналогии с токовыми характеристиками (рис. 5.20) в компьютерной модели  $Q$ – $P$  характеристики идут выше, чем в эксперименте. Для расхода отличие между моделированием и экспериментом выше, чем для давления. Так для расхода и давления при 16.6 кВ отличие в 3.1 и 2 раза, соответственно, а для 21 кВ — 3 и 1.5 раза. Такое завышение расхода в моделировании относительно завышения напора может объясняться несоосностью расположения отверстий друг относительно друга. Наличие смещения между активным и пассивным отверстиями привело бы к повышению гидродинамического сопротивления и снижению расхода при фиксированном перепаде давлений.

**Вывод:** результаты численной модели не совпадают с экспериментальными данными по электрическим и механическим характеристикам. Возможной причиной может быть расхождение между реальным и теоретическим значениями коэффициента рекомбинации, что ранее уже было выявлено научной группой профессора Суха (университет Донг-А, Пусан, Южная Корея), но пока не подтверждено или опровергнуто другими исследователями.

Следовательно, необходимо провести независимую проверку данного предположения, что является предметом следующего раздела.

Стоит отметить, что данный результат является важным вкладом в область разработки ЭГД-систем, способствующий более глубокому пониманию этого явления и развитию научной дисциплины и прикладного направления.

#### **5.4. Корректировка значения коэффициента рекомбинации в компьютерной модели ЭГД-насоса на эффекте Вина**

Перейдем к рассмотрению причин, которые могли повлиять на различия между экспериментальными и численными токовыми характеристиками (рис. 5.17) и механическими характеристиками (рис. 5.18б и 5.20). При компьютерном моделировании ЭГД-течений необходимо заранее определять ряд свойств проектируемой системы. Основными из них являются: геометрия модели, вязкость, плотность, диэлектрическая проницаемость и электрическая проводимость. Для их определения есть уже хорошо известные и отработанные экспериментальные подходы. Однако есть ряд электрофизических параметров, экспериментальное определение которых очень затруднено. Среди них основными являются: функция инжекции, подвижности ионов и коэффициент рекомбинации. Так как сравнение характеристик ЭГД-насоса проводилось для положительной полярности, при которой не проявляется инжекция, основными варьируемыми параметрами остаются подвижности ионов и коэффициент рекомбинации. В этом параграфе и исследуются их влияние.

В различных исследованиях было замечено, что добавление молекул ПАВ (таких как Span 85) увеличивает концентрацию свободных ионов. Это увеличение электропроводности объясняется образованием обратных мицелл по механизму самосборки молекул ПАВ вокруг агрегаций молекул воды в диэлектрической жидкости [71, 73, 74]. Ионы примесей могут находиться внутри ядра водных молекул, будучи электростатически экранированными молекулами поверхностно-активного вещества вокруг, тем самым предотвращая рекомбинацию с ионами противоположного знака. Таким образом, в растворе неполярных жидкостей и поверхностно активных веществ роль ионов играют обратные мицеллы, размер которых может быть на порядок больше размера самих ионов, что приводит к затруднению процессов рекомбинации. Для учета данных процессов в компьютерном моделировании будет добавлен коэффициент  $k_L$  перед коэффициентом рекомбинации.

### 5.4.1. Экспериментальные и расчетные токовые характеристики в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость»

Прежде чем рассматривать влияние занижения коэффициента рекомбинации в модели ЭГД-насоса, исследуем этот вопрос в более понятной для интерпретации системе. Лучше всего для этого подошла бы система электродов лезвие – плоскость, однако для жидкостей с высокой проводимостью вольт-амперные характеристики в системе лезвие – плоскость имеют слабо выраженную нелинейность из-за вклада в полный ток тока проводимости с боковой поверхности лезвия. Важным требованием для системы, подходящей для данного исследования, является значительность вклада в полный ток именно высоковольтного зарядообразования, обусловленного эффектом Вина. Для этого рассмотрим результаты в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» (описание представлено в параграфах 2.2.2.2 и 2.3.3.2) для двух разных жидкостей с близкими значениями низковольтных проводимостей: додекан с добавлением 10 % Span 85  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  См/м и трансформаторное масло ГК-1700 + 23 % циклогексанол  $\sigma_0 = 1.1 \cdot 10^{-8}$  См/м.

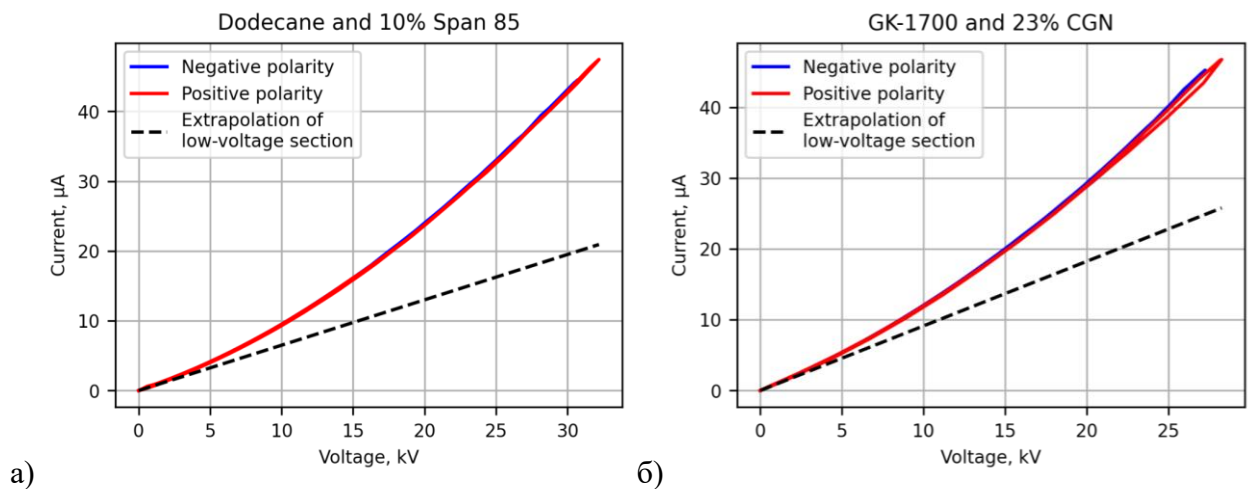


Рис. 5.21 Экспериментальные вольт-амперные характеристики в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» для додекана с 10 % Span 85 (слева) и трансформаторного масла ГК-1700 с 23% циклогексанола (справа) для двух полярностей и с экстраполированными линейными участками.

Вольт-амперные характеристики для исследуемых жидкостей имеют сильную нелинейность (рис. 5.21). В максимуме напряжения для додекана с Span 85 полный ток в 2 раза больше тока проводимости — 24 нА на фоне полного тока 47 нА. Для трансформаторного масла со спиртом нелинейность немного меньше, так как проводимость жидкости выше — 17 нА на фоне 45 нА для полного тока. Токи для противоположных полярностей полностью совпали как для додекана, так и для трансформаторного масла, из чего можно сделать вывод о том, что высоковольтная проводимость, обусловлена именно усилением диссоциации (эффектом Вина).

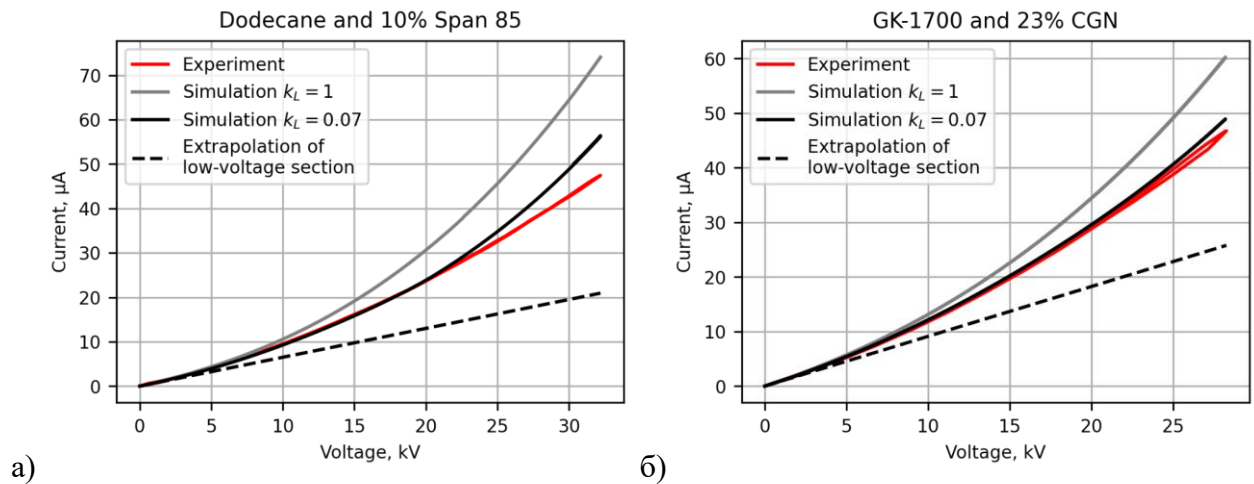


Рис. 5.22 Экспериментальные и численные вольт-амперные характеристики в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» для додекана с 10 % Span 85 и масла ГК-1700 с 23% циклогексанола и коэффициенте  $k_L = 1$  и 0.07.

Для оценки влияния коэффициента рекомбинации было проведено компьютерное моделирование в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» для свойств, соответствующих исследуемым жидкостям. Для относительного сравнения на рис. 5.22 представлены два численных расчета для каждой жидкости: коэффициент рекомбинации, заданный по формуле Ланжевена (2.8)  $k_L = 1$ ; заниженный коэффициент рекомбинации —  $k_L = 0.07$ . Последнее значение было получено, итеративно минимизируя отличие между численной и экспериментальной ВАХ.

Как можно видеть, между экспериментом и расчетом при  $k_L = 1$ , действительно, есть сильное завышение расчетных характеристик, начиная с 5 кВ для каждой жидкости. Полученные графики подтверждают данные, измеренные в ЭГД-насосе, о наличии неверно учтенного в компьютерной модели параметра. Также стоит отметить, что степень отличия, полученная в додекане с Span 85, выше, чем для трансформаторного масла с циклогексанолам. В максимуме напряжения отличие относительного полного тока в эксперименте для додекана составляет 63%, а для ГК-1700 29%. Если сравнивать отличие по нелинейно части тока, то для додекана оно составляет 120%, что хорошо согласуется с отличием в 127% в максимуме напряжения в ЭГД-насосе. Для трансформаторного масла отличие составляет 64%. Разные отличия между экспериментом и моделированием для двух жидкостей можно объяснить, возможно, большей концентрацией обратных мицелл при добавлении поверхностно-активной присадки Span 85 в додекан, чем имеется в трансформаторном масле с добавлением циклогексанола. В работе [72] представлен экспериментально измеренный график концентрации обратных мицелл от процентного содержания ПАВ, демонстрирующий пропорциональную зависимость.

При расчете модели с заниженным коэффициентом рекомбинации  $k_L = 0.07$  получено значительное улучшение соответствия численных и экспериментальных характеристик. Для додекана до 20 кВ получено полное совпадение токовых характеристик. При больших



напряжениях остается заметным завышение тока в компьютерном модели, однако отличие уменьшилось с 63% до 22%. Дальнейшее уменьшение коэффициента  $k_L$  приводит к уже расхождению расчетной и измеренной ДВАХ на «низковольтном участке» — в модели до 10 кВ токи становятся меньше экспериментальных. Поэтому  $k_L = 0.07$  является оптимальным значением. Для ГК-1700 при таком же значении  $k_L$  получено практически полное совпадение токовых характеристик во всем диапазоне напряжений. Имеется лишь незначительное расхождения при напряжении свыше 25 кВ. Коэффициент занижения рекомбинации для разных жидкостей и примесей не обязан совпадать, однако на основе сопоставления численных и расчетных характеристик  $k_L = 0.07$  дало наилучшее соответствие.

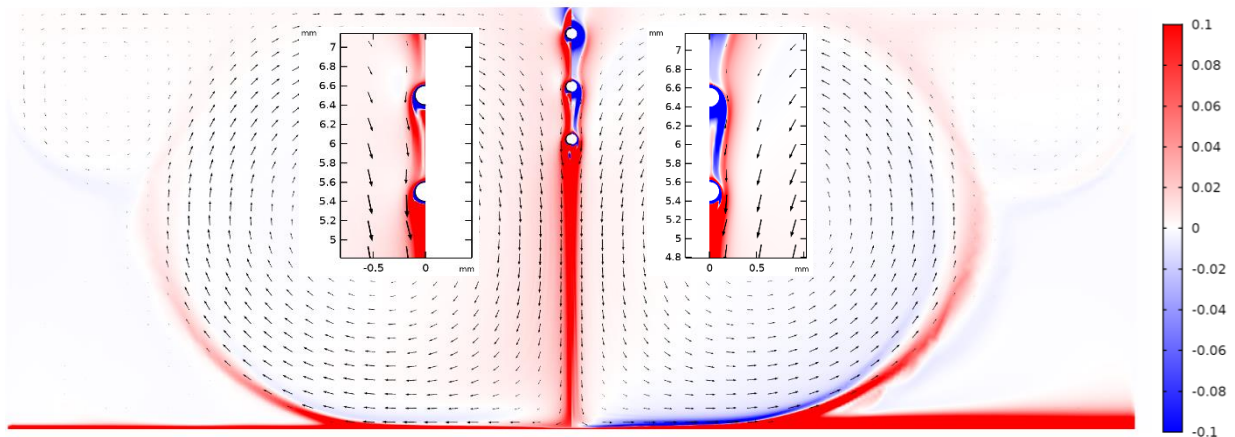


Рис. 5.23 Распределение объемного заряда в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» для  $k_L = 1$  (левая половина) и для  $k_L = 0.07$  (правая половина).

Для объяснения результатов компьютерной модели с заниженным коэффициентом рекомбинации рассмотрим график распределения объемного заряда в максимуме напряжения (рис. 5.23). При фиксированном значении низковольтной проводимости интенсивность диссоциации зависит от коэффициента рекомбинации — при уменьшении последней уменьшается и интенсивность диссоциации. Это обусловлено тем, что равновесная концентрация не изменяется, так как напрямую связана с экспериментально измеряемой величиной низковольтной проводимости. В компьютерном моделировании это проявляется как уширение приэлектродных диссоциационно-рекомбинационных слоев, что видно на рис. 5.23.

#### 5.4.2. Расчет характеристик ЭГД-насоса со скорректированными параметрами компьютерной модели

Теперь перейдем непосредственно к сравнению экспериментальных и модифицированных характеристик компьютерной модели  $k_L = 0.07$  в ЭГД-насосе. В отличие от системы «плоскость – шесть проволок – плоскость» в ЭГД-насосе есть две экспериментально измеренных характеристики, для которых можно провести сравнение — ДВАХ и  $Q-P$  характеристики.

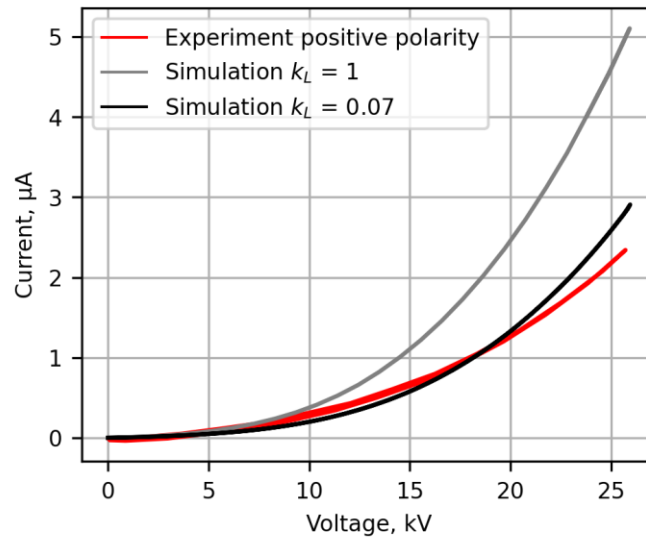


Рис. 5.24 Экспериментальная (красная кривая) и численные вольт-амперные характеристики для  $k_L = 1$  (серая кривая) и  $k_L = 0.07$  (черная кривая).

Также как и в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» при занижении коэффициента рекомбинации полный ток в системе спадает (рис. 5.24). В максимуме напряжения отличия уменьшилось с 127% до 30%, что значительно улучшило соответствие между характеристиками в эксперименте и компьютерной модели. В диапазоне напряжений до 12 кВ в компьютерной модели получаются значения незначительно ниже, чем в эксперименте. Как ранее уже отмечалось, это связано со слишком большими размерами диссоциационно-рекомбинационных слоев, которые в системе с меньшими характерными размерами проявляются сильнее.

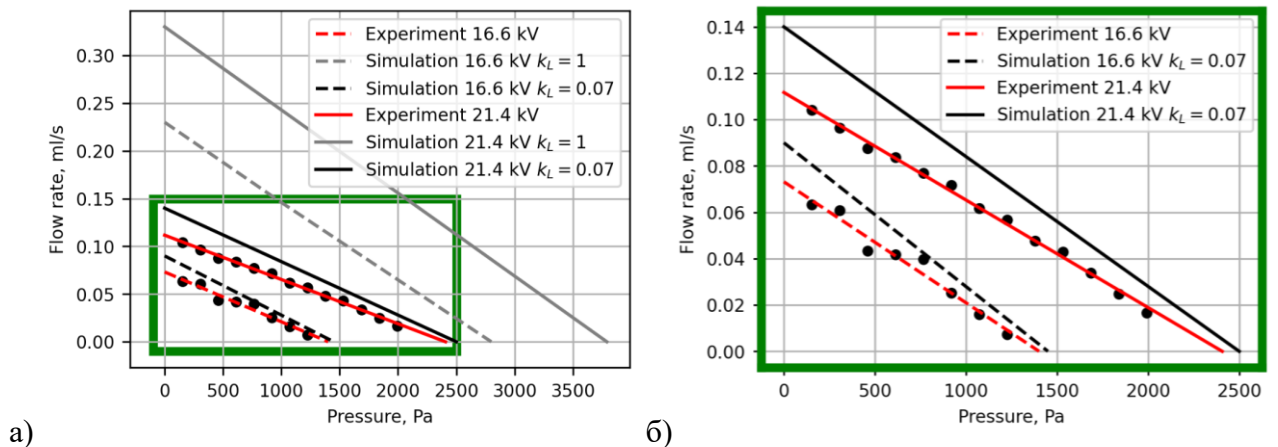


Рис. 5.25 (а) численные и экспериментальные  $Q-P$  характеристики для 16.6 и 21.4 кВ. Серая кривая соответствует расчету при  $k_L = 1$ , черная при  $k_L = 0.07$ . (б) график показывает приближенную область в зеленом прямоугольнике.

Рассмотрим сопоставление ранее уже представленных графиков  $Q-P$  характеристик, но дополненных расчетом в компьютерной модели для заниженной рекомбинации (рис. 5.25). Соответствие механических характеристик значительно улучшилось. В максимуме давления как для 16.6, так и для 21 кВ напор в модели и в эксперименте полностью совпали. В максимуме

расхода остаётся небольшое отличие примерно около 20%. Тот факт, что отличие проявляется только для расхода, означает, что это связано с отличием в гидравлических сопротивлениях в эксперименте и моделировании. Возможно, имеется влияние несоосности отверстий друг относительно друга.

**Вывод:** получено независимое подтверждение предположения научной группы профессора Суха о более низком значении коэффициента рекомбинации, чем получается при использовании соотношения Ланжевена. При соответствующей корректировке предлагаемая численная модель дает количественно верный результат по обоим типам характеристик.

### 5.5. Демонстрация масштабируемости и производительности ЭГД-насоса

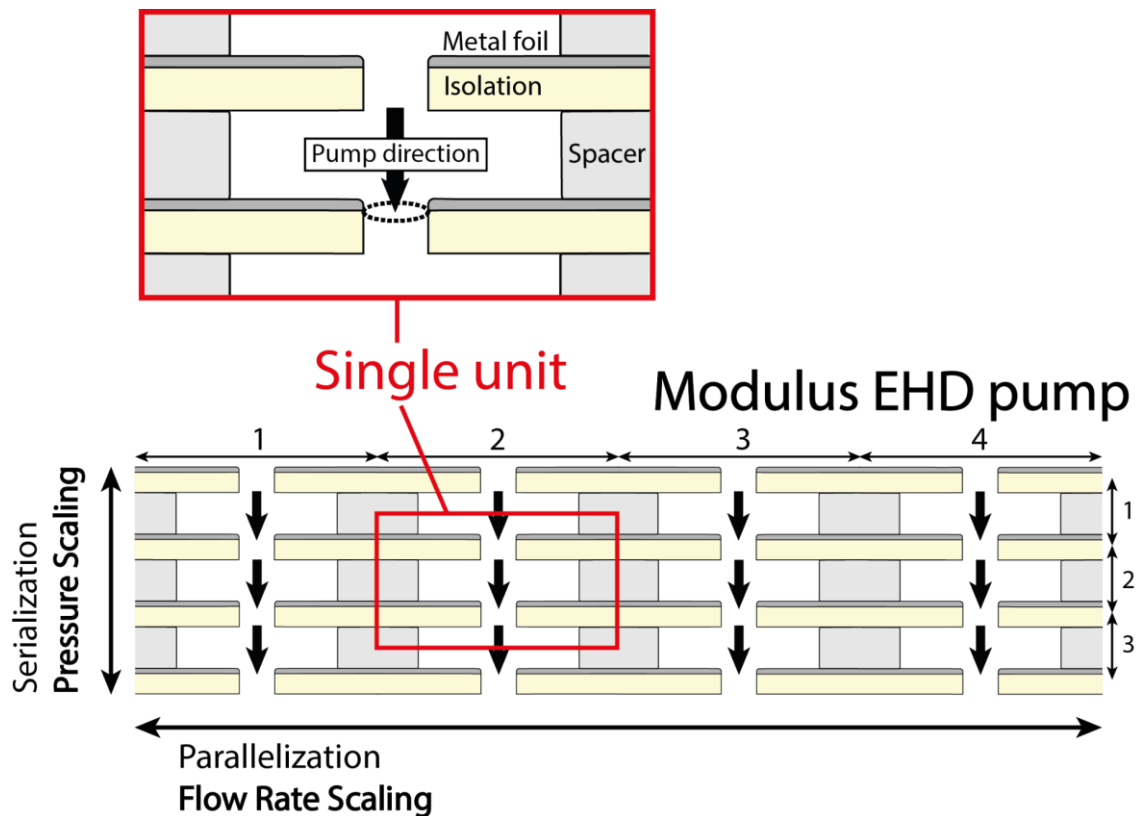


Рис. 5.26 Иллюстрация модульного ЭГД-насоса с четырьмя последовательными (увеличивает расход) и тремя параллельными (увеличивает напор) модулями.

Одно из ключевых преимуществ предлагаемой конфигурации электродов заключается в простом масштабировании характеристик системы (рис. 5.26). Помимо изменения характеристик за счет изменения диаметра отверстий возможно увеличение напора за счет дополнительных ступеней насоса (за нижним электродом добавлять следующий и так далее) и увеличение расхода за счет проделывания большего количества отверстий в фольге. Т.к. давления, генерируемые от одной ступени ЭГД-насоса, более 2500 кПа, уже удовлетворяют требованиям систем

жидкостного охлаждения, в настоящем исследовании не рассматривалось масштабирование ступеней. Однако, масштабирование расхода очень важная задача, т.к. в системах жидкостного охлаждения необходимы расходы порядка 10 мл/с.

В этом параграфе сперва будут рассмотрены токовые и механические характеристики для ЭГД-насоса с одним и девятью отверстиями. Электроды исследуемых систем представлены на рисунке 2.24. Стоит отметить, что фольгированный текстолит, используемый при изготовлении электродов, геометрическими параметрами полностью соответствует тому, что применялся в экспериментах в параграфе 5.3, однако он был из другой партии заказа, что вероятно может повлиять на его инъекционные свойства. Данный вопрос отмечался в параграфе 3.2.

Во второй части данного раздела полученные для ЭГД-насоса характеристики будут сравнены с характеристиками для ЭГД-насосов, представленных в научной литературе на данный момент. На основе результатов представленной таблицы будет сделан вывод о перспективности предлагаемого в данной работе ЭГД-насоса.

#### **5.5.1. Сравнение экспериментальных токовых и механических характеристик для ЭГД-насоса с одним и девятью отверстиями**

Эксперименты проводились с использованием двух типов электродов, показанных на рис. 2.24. Первая система представляла собой единичный модуль предлагаемого ЭГД-насоса с отверстиями (пара электродов с одним отверстием в каждом). Второй тип пары электродов соответствовал модульной системе, в которой параллельно просверливались девять отверстий для исследования масштабируемости расхода. Для обеих систем были исследованы две полярности напряжения. Положительная полярность соответствовала случаю, когда на активный электрод (первый по направлению прокачки) подавалось высокое положительное напряжение, а пассивный электрод был заземлен (второй электрод по направлению прокачки). Отрицательная полярность соответствовала высокому отрицательному напряжению на активном электроде, в то время как пассивный электрод был заземлен. Характеристики насоса, такие как расход, электрический ток и максимальное выходное давление, исследовались в зависимости от приложенного напряжения. На электроды подавалось напряжение до 17 кВ.

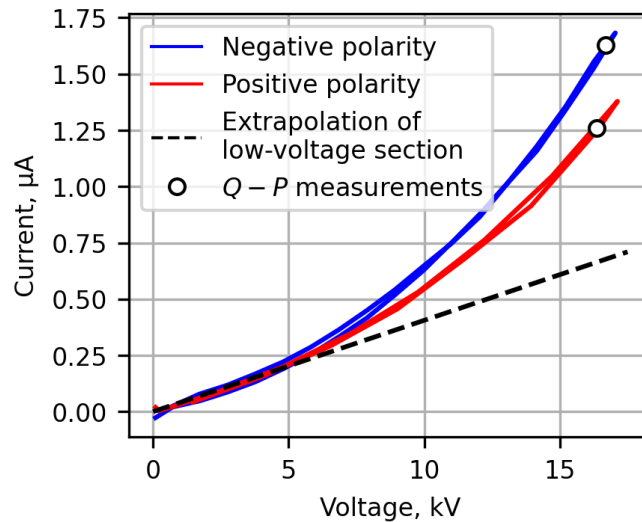


Рис. 5.27 Экспериментальные ДВАХ для ЭГД-насоса с одним отверстием для положительной (красная кривая) и отрицательной (синяя кривая) полярности. Черная пунктирная прямая – экстраполяция линейного низковольтного участка (закона Ома). Две точки («o» маркеры) соответствуют напряжениям, на которых измерялись механические характеристики насоса (+16.4 кВ and -16.7 кВ).

На рис. 5.27 представлены ДВАХ «однодырчатого» ЭГД-насоса для положительной и отрицательной полярности. Обе кривые были сильно нелинейны на высоковольтном участке (начиная с 5 кВ), и между полярностями наблюдалась заметная разница. Низковольтный участок (от 0 до 5 кВ) для двух полярностей совпал, из чего можно сделать вывод о совпадении низковольтных проводимостей и существенном проявлении инжекции только после 5 кВ. Оценить, насколько увеличилась проводимость жидкости за счет процессов высоковольтного зарядообразования, можно, продлив линейный участок в сторону более высоких напряжений (черная пунктирная линия). При отрицательной полярности в высоковольтном участке электрический ток выше, чем при положительной. Возможно инжекционное зарядообразование интенсивнее на отрицательной полярности. Инжекция при отрицательной полярности вносила вклад в нелинейный участок электрического тока в 1.5 раза больший, чем при положительной полярности. Таким образом, значения интересующих нас рабочих характеристик насоса также будут выше при отрицательной полярности, так как нелинейная составляющая электрического тока напрямую влияет на интенсивность ЭГД-течений.

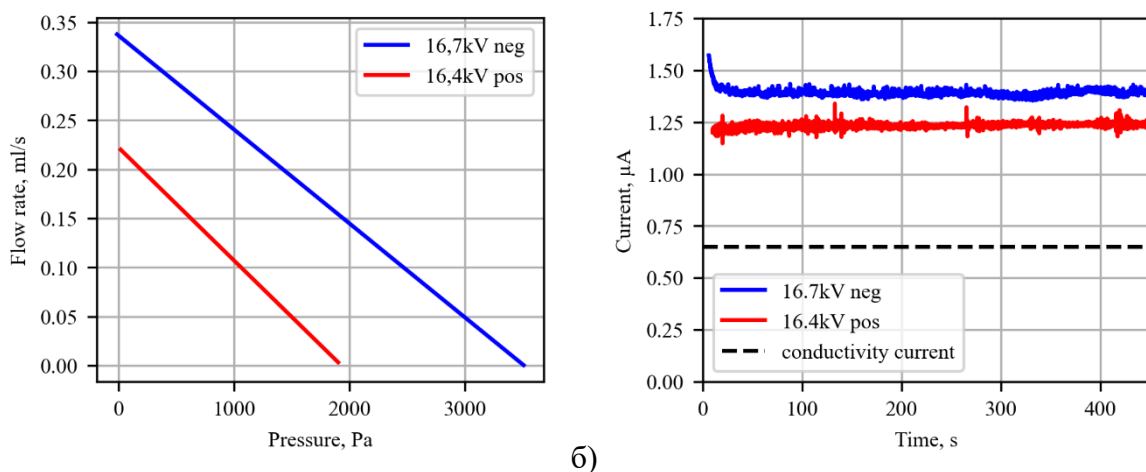


Рис. 5.28 (а)  $Q$ - $P$  и (б) ампер-секундная характеристики для двух полярностей на +16.4 кВ и -16.7 кВ. Черная пунктирная прямая соответствует значению тока проводимости (получено экстраполяцией линейного участка на рис. 5.27).

На рис. 5.28а представлены измерения характеристик насоса при одинаковых по величине напряжениях на положительной и отрицательной полярности (напряжения показаны маркерами «о» на рис. 5.27; 16.4 кВ — положительная полярность; 16.7 кВ — отрицательная полярность). При регистрации зависимости высоты столба жидкости от времени (процесс получения  $Q$ - $P$  характеристик, показанный на рис. 2.25) одновременно измерялся электрический ток в системе (рис. 5.28б). Как и ожидалось,  $Q$ - $P$  характеристика показала линейную зависимость. Были получены максимальные значения 0.34 мл/с и 3400 Па при отрицательной полярности и 0.22 мл/с и 1900 Па при положительной полярности. Различия между давлениями и расходами на положительной и отрицательной полярностях составляли 50% и 79% соответственно. Во время измерений ток был стабилен. Лишь на начальном участке при отрицательной полярности наблюдался незначительный спад, возможно, за счет «деградации» инжекции. Средний ток при положительной полярности составил 1.25 мкА, при отрицательной полярности — 1.4 мкА. Вклад в нелинейность при отрицательной полярности был на 25% выше, чем при положительной полярности. Различия между полярностями по токам и характеристиками насоса можно объяснить различием доминантных процессов зарядообразования (скорее всего, инжекция при отрицательной полярности и эффект Вина при положительной полярности). Это, в свою очередь, приводило к разным областям действия кулоновской силы и, соответственно, к различиям в структурах ЭГД-течения.

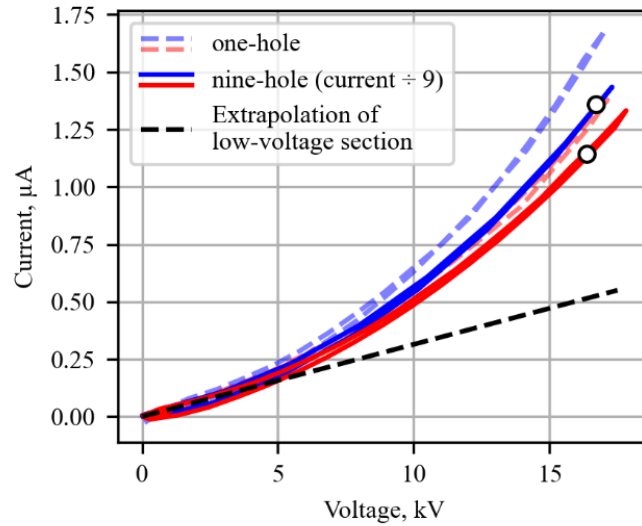


Рис. 5.29 Вольт-амперная характеристика для ЭГД-насоса с одним (пунктирные полупрозрачные красная и синяя кривые) и девятью отверстиями (сплошные красная и синяя кривые) при двух полярностях. Черная пунктирная прямая соответствует экстраполяции низковольтного участка ВАХ. Две точки («o» маркеры) соответствуют напряжениям, на которых измерялись механические характеристики насоса (+16.4 кВ и -16.7 кВ).

Далее перейдем к рассмотрению результатов для модульной системы с девятью параллельными отверстиями («nine-hole» EHD pump). На рис. 5.29 представлены ДВАХ для системы с одним и девятью отверстиями (значения тока нормированы на одно отверстие, то есть разделены на 9) для отрицательной и положительной полярности. Качественно кривые очень похожи, однако, как для отрицательной, так и положительной полярностей получено снижение на 25% нелинейного вклада в электрический ток для модульной системы. Возможными причинами спада токовых характеристик у системы с девятью отверстиями может быть взаимная экранирование электрического поля и гидродинамическое влияние потоков между соседними отверстиями. Мы ожидаем, что, аналогично нормализованному току на одно отверстие, характеристики производительности насоса с девятью отверстиями также должны уменьшаться в пересчете на одно отверстие.

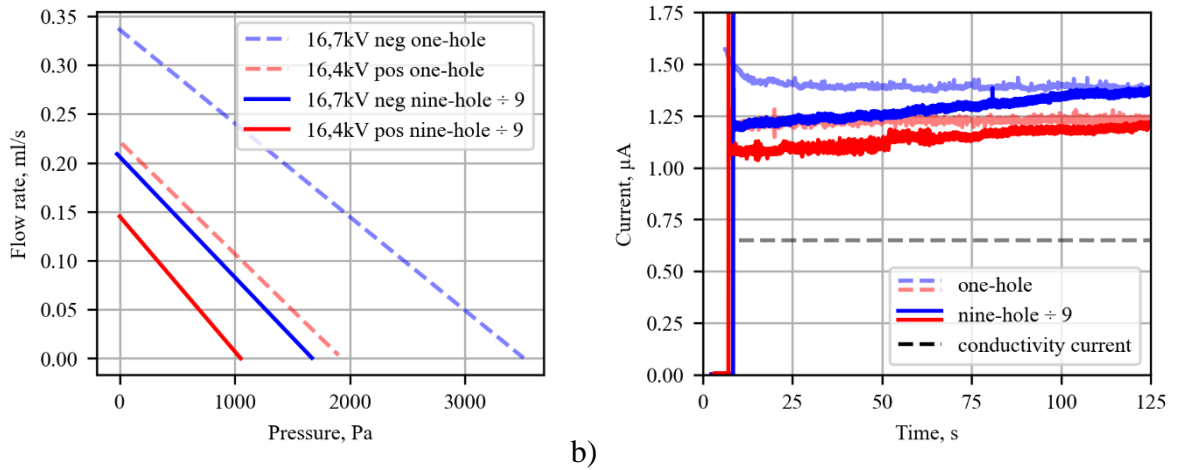


Рис. 5.30 (а)  $Q-P$  и (б) ампер-секундная характеристики для двух полярностей на +16.4 кВ и -16.7 кВ для ЭГД-насоса с одним и девятью отверстиями. Черная пунктирная прямая соответствует значению тока проводимости (получено экстраполяцией линейного участка на рис. 5.29).

На рис. 5.30 представлены характеристики производительности насоса и ампер-секундные характеристики для ЭГД-насоса с одним и девятью параллельными отверстиями (синие кривые — отрицательная полярность, красные кривые — положительная полярность). Характеристики для системы с девятью отверстиями нормированы на одно отверстие (расход и электрический ток делились на 9). Как видно на  $Q-P$  характеристике (рис. 5.30а) нормированные давление и расход в системе с девятью отверстиями уменьшились как для положительной, так и для отрицательной полярности. Соответственно увеличив количество отверстий до девяти, расход увеличился всего лишь в 5.6 раз, что, тем не менее, подтверждает масштабируемость предлагаемой конфигурации насоса. Этот результат качественно коррелирует с просадкой тока в системе с девятью отверстиями (рис. 5.29) и может быть объяснен гидродинамическим влиянием и экранированием электрического поля на краях отверстий.

Измерения зависимости характеристик насоса от времени показали, что электрический ток в случае положительной и отрицательной полярностей увеличивался со временем (рис. 5.30б). Это можно объяснить относительно большой вкладываемой тепловой мощностью в небольшом объеме жидкости  $W \sim 0.1$  Вт. Дело в том, что в начальный момент измерений  $Q-P$  характеристик расход был максимален (рис. 2.25в), и, соответственно, был максимален и теплоотвод. По мере роста столба жидкости и увеличения напора, расход уменьшался. Это приводит к тому, что жидкость нагревалась из-за джоулева нагрева, и ее температура повышалась. Однако, это не влияло на характеристики насоса (кривая  $Q-P$  не меняла качественно свой вид), откуда мы можем сделать вывод, что в основном увеличился ток проводимости (линейный участок ДВАХ), который не вносил значимый вклад в ЭГД-течения.



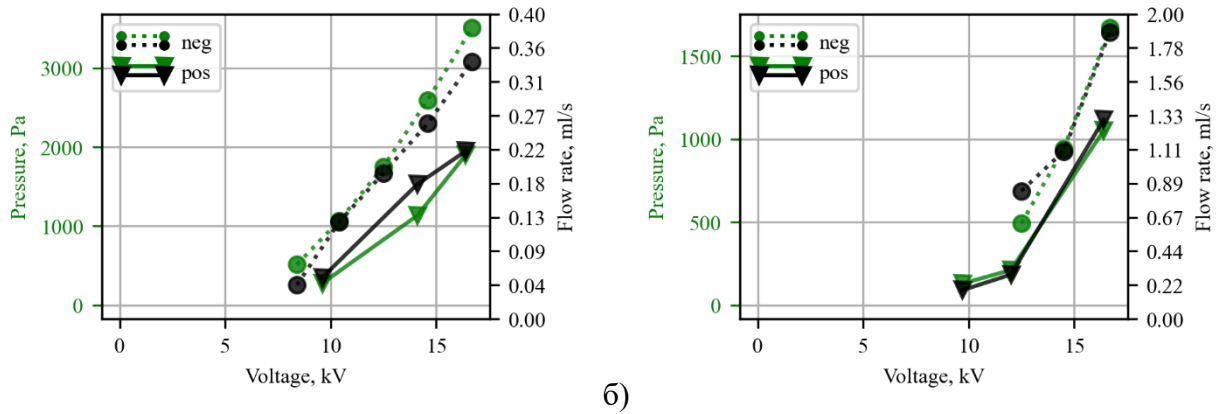


Рис. 5.31 Зависимость напора и расхода от приложенного напряжения для ЭГД-насоса с (а) одним и (б) девятью отверстиями.

Мы также рассмотрели зависимость характеристик насоса от напряжения в системах с электродами, содержащими одно (рис. 5.31а) и девять отверстий (рис. 5.31б). Поскольку процессы формирования заряда при высоком напряжении в системах наблюдались с 5 кВ (что подтверждают кривые ДВАХ на рис. 5.17 и 5.19), диапазон измерения давления и скорости потока был установлен от 8 кВ. Полученные кривые имели почти линейную зависимость от напряжения. При анализе всего диапазона напряжения (от 0 кВ) эта зависимость имела нелинейную форму. Как и раньше, значения в обеих системах увеличивались при отрицательной полярности, что можно объяснить вероятным возникновением инжекции. Значения расхода жидкости в подобном насосе с девятью отверстиями достигает единиц мл/с.

### 5.5.2. Сравнение характеристик спроектированного насоса с аналогами

Теперь давайте перейдем к обзору экспериментальных исследований модульных ЭГД-насосов. В Таблице 5.3 представлены основные научные и инженерные достижения в данной области, расположенные в основном по научным группам и конфигурации электродов исследуемых насосов. Здесь цель заключается в предоставлении возможности корректного сравнения ЭГД-насоса, описанного в данной диссертации, с ранее опубликованными работами в этой области.

Исследователи, перечисленные в Таблице 5.3, изучали ЭГД-насосы с различными конфигурациями электродов, геометрическими размерами и количеством единичный сегментов ЭГД-насоса. Для того, чтобы сделать возможным сравнение систем со столь отличающимися параметрами необходимо выбрать критерии сравнения, по которым можно было бы явно судить о перспективности предлагаемых систем. В данном параграфе, как и в микрогидравлике, в качестве такого универсального критерия сопоставления будет принят объемная плотность мощности, генерируемая насосом. Для удобства сравнения, в качестве единицы измерения данной величины будет принята нестандартная для системы СИ величина — мВт/см<sup>3</sup>, что можно

интерпретировать как полезную мощность, генерируемую ЭГД-насосом с геометрическими размерами, занимающими объем  $1 \text{ см}^3$  или, другими словами, 1 мл. Такой объем был выбран в качестве характерного размера для миниатюрных ЭГД-насосов, поскольку большинство приложений предполагает использование компактных насосов (системы охлаждения, мягкая робототехника и т. д.). Также, помимо производительности, сравнение, по возможности, будет проводиться по эффективности, то есть коэффициенту полезного действия (КПД) насоса. Однако, так как не во всех представленных работах проводились измерения электрического тока, этот параметр может отсутствовать.

Статьи отбирались на основе полноты представленных данных для корректного восстановления параметров системы и расчета объемной плотности полезной мощности. Основными данными являются геометрические параметры системы, как с учётом корпуса, так и без него (только жидкостный канал), генерируемые напор и расход, а также рабочее напряжение насоса и протекающий электрический ток, необходимые для определения эффективности. Для некоторых исследований приведены различные размеры систем: с внешним корпусом, без корпуса, но с подложками или стенками для обеспечения герметичности, а также только размеры жидкостного канала. Исходя из геометрических размеров и количества отдельных сегментов модульного ЭГД-насоса, рассчитывались размер одного модуля насоса и его объем, после чего определялось количество модулей, помещающихся в объеме  $1 \text{ см}^3$ . Давление и расход для каждого сегмента были пересчитаны с учетом экспериментальных данных и известного количества модулей, соединенных параллельно и последовательно (например, если имелось пять параллельных модулей, расход делился на пять, а при наличии 10 последовательных модулей, давление уменьшалось в 10 раз). Поскольку одна и та же научная группа могла опубликовать серию статей, посвященных одной и той же конфигурации ЭГД-насоса, в таблицу включались либо одна из работ, наиболее полно описывающая параметры системы и генерирующая наилучшие характеристики по сравнению с аналогичными, либо несколько работ, если они значительно отличались по характеристикам из-за разных размеров, используемых жидкостей или напряжений. В рамках возможностей, предпочтение отдавалось исследованиям, включающим измерения электрического тока для определения эффективности ЭГД-насосов.

Рабочая жидкость, используемая в системе, также важна, как и конфигурация электродов, поскольку механические и электрические свойства жидкости напрямую влияют на характеристики ЭГД-течения. Вязкость жидкостей, используемых в литературе, значительно варьировалась от примерно  $0.5 \text{ мПа}\cdot\text{с}$  [182, 183, 189] до  $15 \text{ мПа}\cdot\text{с}$  [12, 14, 179–181]. Диапазон проводимостей, которые были рассмотрены, еще шире — более чем на три порядка величины (от  $10^{-11}$  до  $10^{-8} \text{ С/м}$ ). Таким образом, хотя наше первоначальное сравнение с работами в данной области показало перспективность предложенной конфигурации электродов, характеристики

системы могут значительно измениться в зависимости от проводимости используемой жидкости (в случае диссоциационного зарядообразования) или примесей в ней (в случаях инъекции). Это может улучшить или ухудшить производительность и эффективность работы ЭГД-насоса.

Помимо вышеуказанного, межэлектродный промежуток и приложенное напряжение являются важными входными параметрами, которые значительно варьировались в разных исследованиях. Это затрудняет сравнение результатов прошлых работ с нашим исследованием на первый взгляд. Тем не менее, напряженность электрического поля является основным параметром, характеризующим ЭГД-течение. В среднем это соотношение напряжения к МЭП. В данной работе мы использовали ЭГД-насос с МЭП равным 1 мм и приложенным напряжением 16.4–16.7 кВ. Чтобы снизить приложенное напряжение, сохраняя при этом производительность насоса, необходимо пропорционально уменьшить МЭП. Таким образом, МЭП должен быть 0.2 мм, чтобы получить такую же производительность, как указано здесь, на напряжении 2 кВ.

Таблица 5.3 Сравнение характеристик различных ЭГД-насосов.

Source	Pump type	Liquid, S/m, mPa·s, kg/m <sup>3</sup>	Comments	W, cm	L, cm	H, cm	Size, cm <sup>3</sup>	IEG, mm	V <sub>0</sub> , kV	I, μA	P <sub>max</sub> , kPa	Q <sub>max</sub> , ml/s	W <sub>out</sub> , mW	W <sub>out</sub> / Size, mW/cm <sup>3</sup>	Efficiency, %
Yokota et al., 2004	Planar lines	FF-1EHA2	without enclosure (with substrate)	19	28	0.6	319	0.20	2.0	20000	7	5.5	9.6	0.030	0.024
Seo et al., 2007	Saw-tooth planar #5 24 Series 56 Parallel	FF-1EHA2 ρ = 1688 η = 14.9 σ = 5e-9	without enclosure (with substrate)	1,1	9,0	0,21	2,1	0,20	3,0	600	12	0,93	2,7	1,3	0,15
Eom et al., 2016	Needle-hole 4 Parallel	FF-1EHA2	with enclosure	1,6	1,6	0,32	0,2	0,20	4,0	30	14	0,29	0,97	6,0	0,81
Han et al., 2020	Triangular prism-slit (TPSE) 4 Series 1 Parallel	FF-1EHA2	without enclosure (with substrate)	0,20	1,4	0,21	0,059	0,20	2,0	N/A	8,9	0,071	0,16	2,7	N/A
Kim et al., 2020	TPSE 10 Series 3 Parallel	FF-101EHA2 N/A	without enclosure (with substrate)	0,21	2,3	0,21	0,10	0,20	4,0	N/A	73	0,18	3,3	33	N/A
Cacucciolo et al., 2019	Stretchable planar lines 17 Series 2 Parallel	Fluorinert FC-40 ρ = 1850 η = 2,2 σ ~ 1e-13	with enclosure	1,9	7,5	0,13	1,9	0,50	6,0	30	14	0,1	1,4	0,76	0,78
Seki et al., 2020	Stretchable planar lines 10 Series 2 Parallel	Novec 7300 ρ = 1660 η = 0.71 σ ~ 1e-10	with enclosure	2,0	11	0,15	3,47	0,20	8,0	14	11,1	2,4	27	7,8	24
Patel and Seyed-Yagoobi, 2011	Disk-electrodes with a circular hole 10 Series	HCFC-123 ρ = 1463 η = 0.456 σ = 4.7e-11	only fluidic channel	0,10	2,2	0,1	0,022	0,13	1,5	75	0,9	0,053	0,047	2,13	0,042
Tsukiji and Hamada, 2016	Multi-holes disk-electrodes	HFE-7100 ρ = 1520 η = 0,58 σ = 3e-8	only fluidic channel	0,235	12	0,24	0,64	1,0	3,0	N/A	0,19	0,16	0,030	0,047	N/A
<b>This Work</b>	Copper-foiled dielectric barrier with hole 9 Parallel	Dodecane + Span85 rho 767 visc 2 sigma 8e-9	without enclosure	0,40	0,40	0,12	0,020	1,0	17	11,3	1,5	1,9	0,71	36	0,38

Для упрощения восприятия информации, данные в таблице разделены на четыре категории. Первая категория включает работы японской научной группы под руководством профессора Йокоты (Yokota). Вторая категория содержит работы, исследующие конфигурацию гибких плоских электродов. Третья категория представляет ЭГД-насосы со стандартной конфигурацией для кондуктивных насосов и относительно высокой проводимостью жидких диэлектриков. Четвертая категория включает характеристики ЭГД-насоса, представленного в данной диссертации, основанного на фольгированных диэлектрических барьерах с отверстием.

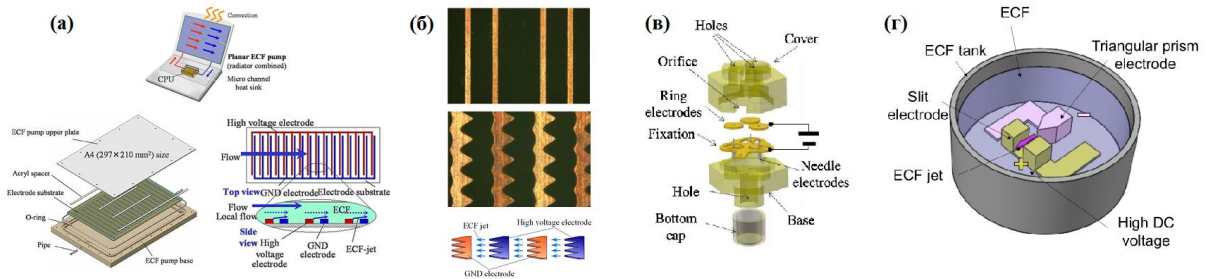


Рис. 5.32 Иллюстрация эволюции конфигураций электродов ЭГД-насосов, проектируемых научной группой профессора Йокоты [12, 14, 22, 179, 180]. (а) плоская конфигурация электродов, (б) пилообразные плоские электроды, (с) игла – отверстие и (д) «треугольная призма – щель».

Особенностью научной группы профессора Йокоты является фокусировка на разработке высокопроизводительных ЭГД-насосов для применения в системах жидкостного охлаждения и мягких роботах. В своих первых работах, датируемых 2004 годом [180], группа предложила плоскую конфигурацию ЭГД-насоса, представленную на рис. 5.32а. Эта система предполагалась для легкого встраивания в дисплеи ноутбуков, обеспечивая циркуляцию жидкости между процессором и радиатором. Как видно из таблицы 5.3, объемная плотность мощности для этой конфигурации достигала относительно низких значений в  $0.03 \text{ мВт/см}^3$ . В 2007 году [12], из-за низких показателей производительности, плоские электроды были модифицированы до пилообразных плоских электродов (рис. 5.32б). Производительность этих систем превысила предыдущую почти в 50 раз, однако разработки ученых из Японии продолжились. Так, в 2016 году [181] был собран и исследован лабораторный прототип ЭГД-насоса игла–отверстие (рис. 5.32в демонстрирует иллюстрацию, взятую из более поздней работы). Эти насосы показали еще большую производительность, чем пилообразные плоские электроды —  $6 \text{ мВт/см}^3$ . Следует отметить, что в последующих работах [14, 179] указывается, что, несмотря на высокие показатели производительности, система электродов игла – отверстие сложна в сборке и требует продолжительных настроек, которые нельзя автоматизировать. Исходя из этого, группа исследователей предлагает использовать конфигурацию электродов треугольная призма-щель (ТПЩ, рис. 5.32г). Основными преимуществами данной системы являются высокая производительность и автоматизированный процесс производства, основанный на фотолитографическом нанесении электродов. В работах [14, 179] исследуется модульный ЭГД-

насос ТПЩ с 10 последовательными сегментами и тремя параллельными. Объемная плотность достигает значительных величин 2.7 и 33 мВт/см<sup>3</sup>. Разница в производительности, превышающая десять раз между этими работами, несмотря на одинаковые геометрические параметры, технологический процесс и конфигурацию электродов, может объясняться различными коммерческими жидкостями, используемыми в экспериментах (для FF-101EHA2 подробное описание состава и свойств не было найдено). Такое сильное влияние жидкости на характеристики может быть связано либо с существенными различиями в низковольтной проводимости, либо с большим отличием в силе инжекции.

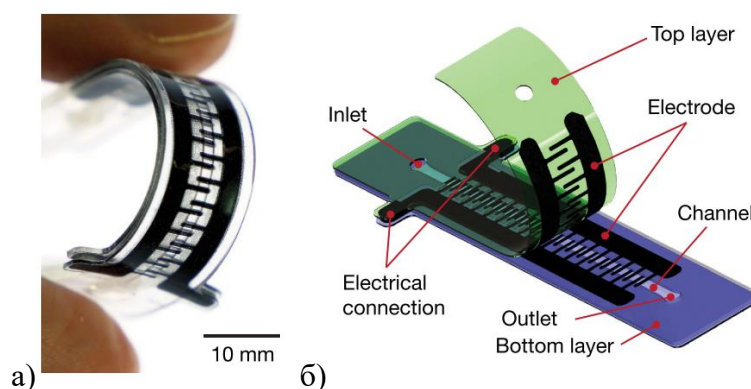


Рис. 5.33 Фотография и иллюстрация ЭГД-насосов с гибкими плоскими электродами, используемых в [19, 189].

Далее рассмотрим две работы [19, 189], в которых исследуются ЭГД-насосы, в составе которых используются гибкие плоские электроды (рис. 5.33). За счет возможности деформирования, большим преимуществом таких систем является возможность применения в мягкой робототехнике непосредственно в движимых областях (манипуляторы мягких роботов). Объемная плотность полезной мощности для данных систем достигает значений в 0.76 и 7.8 мВт/см<sup>3</sup>, что отличается в десять раз. Основными причинами отличия могут быть разница инжекций, так как низковольтная проводимость жидкостей достаточно низкая, чтобы утверждать о преобладании в них поверхностного над объемным зарядообразованием, а также отличие в МЭП. Также стоит отметить, что в работе Секи и др., 2020 [189] достигается колоссально высокий коэффициент полезного действия — 24% — среди рассмотренных в данной таблице исследований.

Наконец рассмотрим характеристики для ЭГД-насосов основанных на кондуктивном механизме прокачки и стандартном для него конфигурации электродов. Основной научной группой, исследующей данные насосы, конечно, является научная группа из США под руководством профессора Ягоби. Основной областью применения разрабатываемых насосов являются системы охлаждения однофазные и двухфазные, а также жидкостные коллекторы для контроля распределения потока в различных трубах. Как ранее уже отмечалось в обзоре литературы, насосы основанные на диссоциационном механизме зарядообразования уступают в

характеристиках инжекционным насосам и насосам на эффекте Вина. Как можно видеть, объемная плотность мощности для насосов в работах [182, 183] достигает значений 2.1 и 0.047 мВт/см<sup>3</sup>, что, по аналогии с отличием в работах с ТПЩ [14, 179], может объясняться отличием в жидкостях и возможным наличием в системе [182] инъекции, что и делает ее более производительной.

На основе результатов, представленных в Таблице 5.3, можно сделать вывод о том, что представленный в данной диссертации ЭГД-насос может конкурировать по производительности с лучшими аналогами разработанными и опубликованными в научных работах к настоящему моменту. Так в разработанном ЭГД-насосе объемная плотность полезной мощности достигает значений 36 мВт/см<sup>3</sup>, что не меньше показателей для наиболее проработанной и оптимизированной на данный момент системе — «треугольная призма–щель». А по технологической простоте производства — насос из данного исследования превосходит систему «треугольная призма–щель».

### **Выводы по данной главе**

Система электродов «перфорированные фольгированные диэлектрические барьеры» может использоваться как ЭГД-насос, в котором прокачка направлена от фольги в сторону диэлектрического барьера и достигает максимальных значений расхода и напора в 0.14, 0.3 мл/с и 1400, 4000 Па для положительной и отрицательной полярности, соответственно. Существенное различие токовых и механических характеристик насоса в зависимости от полярности указывает на наличие инжекционного зарядообразования.

Сопоставление результатов компьютерного моделирования с экспериментальными данными показало, что численная ДВАХ в диапазоне до 7 кВ (учитывая только диссоциацию и эффект Вина) совпадает с начальным участком для положительной полярности и лежит в два раза ниже участка для отрицательной полярности. Это может указывать на наличие инъекции при отрицательной полярности. Таким образом, сравнение экспериментальных и расчетных данных наиболее обосновано для положительной полярности. Однако, даже для положительной полярности было обнаружено завышение электрического тока и  $Q-P$  характеристик в компьютерной модели по сравнению с экспериментальными данными.

Получено независимое подтверждение в системе «плоскость – шесть проволок – плоскость» предположения научной группы профессора Суха о более завышенном значении коэффициента рекомбинации, получаемого по соотношению Ланжевена. При соответствующей корректировке  $k_L = 0.07$  предлагаемая численная модель дает количественно верный результат по обоим типам характеристик.

Выводы исследования подчеркивают значительный потенциал предлагаемого модульного ЭГД-насоса для достижения высоких показателей производительности в различных прикладных сферах, таких как системы охлаждения с высокими требованиями к расходу или приводы для роботов, где необходимы высокие давления.

Благодаря масштабированию, предложенный модульный ЭГД-насос позволяет интегрировать отдельные узлы (пары электродов с одним отверстием) параллельно или последовательно для изменения расхода или создаваемого давления. Такой подход может быть реализован путем сверления дополнительных отверстий и добавления дополнительных ступеней проставок и электродов.

В ходе исследования были изучены две конфигурации насосов: с одним отверстием в одноступенчатом насосе и с девятью отверстиями в одноступенчатом насосе (с зазором 1 мм между отверстиями). Выяснилось, что давление, расход и электрические токи в системе с девятью отверстиями увеличивались несоразмерно относительно количества отверстий. Ухудшение производительности, пересчитанное на узел, может быть объяснено гидродинамическим влиянием между отверстиями и экранированием электрического поля.

Таким образом, результаты исследования показывают, что предложенный модульный ЭГД-насос способен обеспечить высокие показатели производительности, адаптируясь к различным требованиям в разнообразных приложениях, благодаря гибкости масштабирования.

Сравнение характеристик разработанного модульного ЭГД-насоса с аналогами демонстрирует значительный потенциал предложенной в данной диссертации конфигурации электродов. Объемная плотность полезной мощности достигает  $36 \text{ мВт/см}^3$ , что, для наглядности, соответствует характеристикам насоса с напором 6 кПа и расходом 6 мл/с. Эти показатели сравнимы с лучшими аналогами, представленными в научной литературе. Кроме того, технологический процесс производства предлагаемого ЭГД-насоса гораздо проще, чем у аналогов, что делает его более привлекательным и экономически выгодным для широкого применения.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Методика определения функции инжекции посредством сопоставления численных и экспериментальных вольт-амперных характеристик представляет реалистичный способ количественного определения функции инжекции. Поля скоростей, полученные в компьютерном моделировании с использованием подобранной функции инжекции для системы лезвие – плоскость и жидкости ПДМС-5, дают хорошее соответствие с экспериментально зарегистрированными ЭГД-течениям.

Функция инжекции чувствительна к химическому составу сплавов металлов. Недостаточно регламентировать материал электрода только по металлургическому ГОСТу. Функция инжекции для одного и того же металла может отличаться. Отличие функции инжекции для нихромовых проволок 100 и 150 мкм составило 30 и 40%. Функция инжекции для одной и той же партии дает воспроизводимый результат (левая и правая плоскости зарегистрировали одинаковый ток). Определять функцию инжекции необходимо для каждой отдельной партии пары металл – жидкость.

В результате исследований получено, что температура существенно влияет на токовые характеристики и структуру ЭГД-течений, по крайней мере, в случае совместного действия инжекционного и диссоциационного механизмов зарядообразования. Однако на основании полученных данных можно полагать, что функция инжекции имеет очень слабую зависимость от температуры (менее 10% при изменении температуры на 30 градусов) и ей можно пренебречь.

Предложенная проточная конфигурация электродов ЭГД-теплообменника является более предпочтительной по сравнению с представленными в литературе и позволяет электроконвекции просто перемешивать жидкость, движущуюся вдоль нагревателя, не задерживая внешний поток. Ключевым моментом является то, что производительность такого ЭГД-теплообменника можно количественно оценить с помощью двумерной постановки задачи, где изменение времени  $t$  соответствует смещению вдоль оси канала на расстояние  $z = u_0 \cdot t$ ; в данном случае погрешность лежит в пределах примерно 10%. Последняя особенность позволяет численно оценить характеристики реального теплообменника в полной ЭГД-постановке даже с учетом реальных электрофизических свойств и их температурных зависимостей. Упрощенная методика моделирования дала хорошее соответствие с экспериментальными данными.

ЭГД-насос с конфигурацией электродов «отверстия в фольгированной диэлектрическом барьере» генерирует при одиночном отверстии и отрицательной полярности расход около 0.3 мл/с и напор около 5 кПа при напряжении 19 кВ и токе около 2.5 мкА; при положительной полярности — 0.1 мл/с и 2 кПа при 19 кВ и 1 мкА (что соответствует КПД около 0.5%).



**Дальнейшие перспективные направления исследований:**

1. Разработка, сборка и исследование комплексного прототипа электрогидродинамической системы теплоотвода.
  - a. Проектирование и сборка оптимизированного электрогидродинамического теплообменника.
  - b. Проектирование и сборка оптимизированного ЭГД-насоса.
2. Исследование стабильности работы диссоциационных электрогидродинамических устройств на протяжении длительных временных интервалов.
3. Формирование базы данных различных жидкостей и примесей, в которых возникает проблема завышения коэффициента рекомбинации при использовании соотношения Ланжевена.

## БЛАГОДАРНОСТИ

Прежде всего, я хотел бы выразить свою искреннюю признательность своему научному руководителю — Владимиру Александровичу Чиркову. На третьем курсе бакалавриата я впервые познакомился с Владимиром Александровичем на презентации преподавателей перед студентами, нацеленной на привлечение к различным курсовым работам. Область, где при приложении электрического напряжения может возникать течение и использоваться в прикладных устройствах, меня невероятно вдохновила. Я увидел в этом перспективность, интерес к практическому применению, возможность для развития и создания устройств. С тех пор началось наше долгое сотрудничество: вместе с Владимиром мы написали много статей и представили множество докладов на конференциях, побывали в разных странах и провели множество экспериментов, как численных, так и физических. За это время я успел поучаствовать в стартапе, выиграть грант, открыть и ликвидировать юридическое лицо под названием «Электрогидродинамическая лаборатория».

Также хочу выразить благодарность своим старшим коллегам: Сергею Василькову, который был моим партнером в «Электрогидродинамической лаборатории» и с которым мы вместе занимались стартапом; Дмитрию Комарову и Андрею Ситникову, которые всегда оказывали поддержку при проведении экспериментов и являлись настоящими профессионалами в своей области.

Отдельно хочу выразить свою благодарность родителям и особенно дорогой бабушке Норе Богдановне, чья настойчивость и поддержка сыграли решающую роль в том, что я смог успешно завершить исследования и представить результаты в виде кандидатской диссертации.

Работа была выполнена с использованием экспериментальных и численных ресурсов СПбГУ. Свойства жидкостей и их зависимости от температуры были определены с помощью экспериментальных средств, предоставленных ресурсным центром (РЦ) «Центр диагностики функциональных материалов для медицины, фармакологии и наноэлектроники». Расчеты проводились с использованием вычислительных ресурсов, предоставленных РЦ «Вычислительный центр». Исследования векторных полей скорости осуществлялись с помощью экспериментальных средств, предоставленных РЦ «Центр геоэкологических исследований и моделирования (Геомодель)». Анализ состава проволок, описанный в параграфе 3.2, был выполнен с использованием экспериментальных ресурсов, предоставленных РЦ «Методы анализа состава вещества». Отверстия в текстолите для ЭГД-насоса были просверлены при помощи инженерных ресурсов РЦ «Центр исследования экстремальных состояний материалов и конструкций».

## НОМЕНКЛАТУРА

$a_i$  — радиус  $i$ -го сорта ионов

$A_1, A_2$  — коэффициенты подбираемой функции инжекции

$b, b_i$  — обозначение подвижность и подвижности  $i$ -го сорта ионов

$C$  — электрическая емкость системы

$C_p$  — теплоемкость при постоянном давлении

$d$  — обозначение диаметра

$D_i$  — коэффициент диффузии  $i$ -го сорта ионов

$e$  — элементарный заряд

$\vec{E}$  — напряженность электрического поля

$E_{st}$  — пороговая напряженность электрического поля возникновения инжекции

$\vec{f}_E$  — напряженность электрического поля при разности потенциалов между электродами 1 В и в отсутствие объемного заряда

$f_{inj}$  — функция, описывающая поверхностное зарядообразование (функция инжекции)

$F_{Ons}$  — относительное усиление интенсивности диссоциации (функция Онзагера)

$g$  — ускорение свободного падения

$g_i$  — функция источника в уравнении Нернста-Планка

$h$  — обозначение высоты столба жидкости в жидком манометре

$I$  — сила электрического тока

$I_0$  — вклад проводимости (закон Ома) в полный электрический ток

$I_c$  — емкостной ток

$I_{inj}$  — вклад инжекционного зарядообразования в полный электрический ток

$I_1$  — модифицированная функция Бесселя первого рода первого порядка

$i$  — индекс, нумерующий сорта ионов (положительный или отрицательный)

$\vec{J}_i$  — плотность тока ионов  $i$ -го сорта ионов

$\vec{J}_\Sigma$  — векторная сумма объемных плотностей потоков всех сортов ионов (с учетом зарядового числа)

$k$  — коэффициент теплопроводности жидкости

$k_B$  — постоянная Больцмана

$k_L$  — уточняющий коэффициент перед коэффициентом рекомбинации

$l$  — число узлов конечно-элементной модели вдоль  $z$  в 3D модели

$L$  — обозначение длины

$m$  — число шагов по времени компьютерной модели

$M_1$  — единичная матрица

$N$  — индекс, характеризующий нормальную компоненту вектора

$n_i$  — концентрация  $i$ -го сорта ионов

$n_0$  — равновесная концентрация ионов в отсутствие внешнего электрического поля

$P$  — давление

$q$  — тепловой поток

$q_{\perp}$  — нормальная составляющая теплового потока

$Q$  — расход жидкости

$S$  — обозначение площади (поперечного сечения)

$t$  — время

$\tau_M$  — время максвелловской релаксации заряда

$\tau_H$  — характерное время процесса установления столба жидкости

$t_s$  — время «включения» нагревателя в компьютерной модели ЭГД-теплообменника

$T$  — абсолютная температура жидкости

$T$  — операция транспонирования

$T_h$  — температура на поверхности нагревателя

$T_{in}$  — температура на входе ЭГД-теплообменника

$T_{out}$  — температура на выходе ЭГД-теплообменника

$T_{out-calc}$  — температуры на выходе из ЭГД-теплообменника, пересчитанная с учетом выполнения закона сохранения энергии

$T_{out-sim}$  — температура на выходе из ЭГД-теплообменника, полученная в компьютерной модели

$\Delta T$  — перегрев

$\vec{u}$  — скорость жидкости

$u_0$  — средняя скорость прокачки в ЭГД-теплообменнике

$V$  — обозначение объема

$V_0$  — величина прикладываемого напряжения

$W$  — обозначение мощности (тепловая или электрическая)

$W_0$  — интенсивность диссоциации

$x, y, z$  — обозначения декартовых координат

$X$  — ширина 3D модели ЭГД-теплообменника

$Z$  — длина 3D модели ЭГД-теплообменника

$Z_i$  — валентность  $i$ -го сорта ионов

$\alpha_r$  — коэффициент рекомбинации

$\gamma$  — плотность жидкости

$\varepsilon_0$  — диэлектрическая проницаемость вакуума

$\varepsilon_r$  — относительная диэлектрическая проницаемость жидкости

$\eta$  — динамическая вязкость жидкости

$\Theta$  — функция Хевисайда (ступень)

$\xi$  — интегрируемый контур поверхности электрода

$\rho$  — объемная плотность электрического заряда

$\sigma_0$  — низковольтная электрическая проводимость

$\varphi$  — электрический потенциал

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] Стишков, Ю. К. Электродинамические течения в жидких диэлектриках / Ю. К. Стишков, А. А. Остапенко. — Л. : Изд-во Ленингр. ун-та, 1989. — 174 с.
- [2] Faraday, M. *Experimental Researches*. Vol. 1 / M. Faraday. — Dover Publications, 1838.
- [3] Gemant, A. *Electrotech. Zeit.* / A. Gemant. — 1929. — Vol. 34. — P. 1225.
- [4] Остроумов, Г. А. К вопросу о гидродинамике электрических разрядов / Г. А. Остроумов // Журнал технической физики. — 1954. — Т. 24, № 10. — С. 1915–1919.
- [5] Остроумов, Г. А. Взаимодействие электрических и гидродинамических полей: физические основы электродинамики / Г. А. Остроумов. — М.: Наука, 1979. — 319 с.
- [6] Жакин, А. И. Приэлектродные и переходные процессы в жидких диэлектриках / А. И. Жакин // Успехи физических наук. — 2006. — Т. 176, № 3. — С. 289–310.
- [7] Suh, Y. K. Modeling and simulation of ion transport in dielectric liquids - Fundamentals and review / Y. K. Suh // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2012. — Vol. 19, No. 3. - P. 831-848.
- [8] Onsager, L. Deviations from Ohm's law in weak electrolytes / L. Onsager // *J. Chem. Phys.*— 1934. — Vol. 2. — P. 599–615.
- [9] Vasilkov, S. A. Electrohydrodynamic flow caused by field-enhanced dissociation solely / S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // *Phys. Fluids*. — 2017. — Vol. 29, No. 6. — P. 063601.
- [10] Chirkov, V. A. The role of field-enhanced dissociation in electrohydrodynamic flow formation in a highly non-uniform electric field / V. A. Chirkov, S. A. Vasilkov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — 2018. — Vol. 93, No. October 2017. — P. 104–109.
- [11] Pearson, M. R. Experimental study of EHD conduction pumping at the meso- and micro-scale / M. R. Pearson, J. Seyed-Yagoobi // *J. Electrostat.* — 2011. — Vol. 69, No. 6. — P. 479–485.
- [12] Seo, W. S. A high performance planar pump using electro-conjugate fluid with improved electrode patterns / W. S. Seo, K. Yoshida, S. Yokota, K. Edamura // *Sensors Actuators, A Phys.* - 2007. - Vol. 134, No. 2. — P. 606–614.
- [13] Han, D. ECF micropump fabricated by electroforming with novel self-aligned micro-molding technology / D. Han, J. W. Kim, S. Yokota, K. Edamura // *J. Phys. Conf. Ser.* — 2015. — Vol. 660, No. 1. — P. 012029.
- [14] Han, D. Configurations of triangular prism and slit electrode pairs to enhance the performance of electro-conjugate fluid micropumps / D. Han, H. Wang, S. Yokota, J.-W. Kim // *J. Micromechanics Microengineering*. — 2020. — Vol. 30, No. 2. — P. 025007.
- [15] J. Shrimpton., *J. Charge Injection Systems* / J. Shrimpton., – Berlin, Heidelberg : Springer, 2009. — 196 p.
- [16] Kourmatzis, A. Electrohydrodynamic inter-electrode flow and liquid jet characteristics in charge injection atomizers / A. Kourmatzis, J. S. Shrimpton // *Exp. Fluids*. — 2014. — Т. 55, № 3. — P. 1688.
- [17] Atten, P. Electrohydrodynamics of dispersed drops of conducting liquid: From drops deformation and interaction to emulsion evolution / P. Atten // *Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol.* — 2013. — Vol. 7, No. 1. — P. 2–12.

- [18] Hellesø, S. M. Experimental study of electrocoalescence of water drops in crude oil using near-infrared camera / S. M. Hellesø, P. Atten, G. Berg, L. E. Lundgaard // *Exp. Fluids*. — 2015. — Vol. 56, No. 6. — P. 2–12.
- [19] Cacucciolo, V. Stretchable pumps for soft machines / V. Cacucciolo, J. Shintake, Y. Kuwajima, S. Maeda, D. Floreano, H. Shea // *Nature*. — 2019. — Vol. 572, No. 7770. — P. 516–519.
- [20] Wang, J. Recent Progress in Artificial Muscles for Interactive Soft Robotics / J. Wang, D. Gao, P. S. Lee // *Advanced Materials*. — 2021. — Vol. 33, No. 19.
- [21] Rich, S. I. Untethered soft robotics / S. I. Rich, R. J. Wood, C. Majidi // *Nature Electronics*. — 2018. — Vol. 1, Issue 2. — P. 102–112.
- [22] Mao, Z. Soft fiber-reinforced bending finger with three chambers actuated by ECF (electro-conjugate fluid) pumps / Z. Mao, T. Nagaoka, S. Yokota, J. Kim // *Sensors Actuators A Phys.* — 2020. — Vol. 310. — P. 112034.
- [23] Abe, R. Concept of a micro finger using electro-conjugate fluid and fabrication of a large model prototype / R. Abe, K. Takemura, K. Edamura, S. Yokota // *Sensors Actuators A Phys.* — 2007. — Vol. 136, No. 2. — P. 629–637.
- [24] Patel, V. K. Long-term performance evaluation of microscale two-phase heat transport device driven by EHD conduction / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2014. — Vol. 50. — P. 3011–3016.
- [25] Wu, P. Heat transfer enhancement by an electrohydrodynamic plume induced by ion injection from a hyperbolic blade / P. Wu, C. Traore, C. Louste, A. T. Perez, P. A. Vazquez // *2014 IEEE 18th Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2014. — P. 1–4.
- [26] Ng, K. Transient Two-Phase Flow Patterns by Application of a High Voltage Pulse Width Modulated Signal and the Effect on Condensation Heat Transfer / K. Ng, C. Y. Ching, J. S. Cotton // *J. Heat Transfer*. — 2011. — Vol. 133, No. 9. — P. 091501.
- [27] Pearson, M. R. EHD Conduction-Driven Enhancement of Critical Heat Flux in Pool Boiling / M. R. Pearson, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2013. — Vol. 49, No. 4. — P. 1808–1816.
- [28] Yazdani, M. Heat transfer enhancement of a Poiseuille flow by means of electric conduction phenomenon / M. Yazdani, J. Seyed-Yagoobi // *2008 IEEE International Conference on Dielectric Liquids*. — 2008. — P. 1–4.
- [29] Testi, D. Parabolic flight results of electrohydrodynamic heat transfer enhancement in a square duct / D. Testi, F. D'Ettoire, D. Della Vista, W. Grassi // *Int. J. Therm. Sci.* — 2017. — Vol. 117. — P. 1–13.
- [30] Patel, V. K. Effect of Gravity on Electrohydrodynamic Conduction Driven Liquid Film Flow Boiling / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi, F. Robinson, J. R. Didion // *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. — 2016. — Vol. 30, No. 2. — P. 429–437.
- [31] Патент № US-Patent-10,132,527. Electrohydrodynamic (EHD) Refrigerant Pump : № 20190000750 : заявл. 29.09.2015 : опубл. 20.11.2018 / Jamal S. Yagoobi – 11 с.
- [32] Yagoobi, J. S. Transport of Heat and Mass with Electrical Field - from Earth to Space / J. S. Yagoobi // *2019 IEEE 20th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL)*. — Roma, Italy, 2019. — P. 1–5.
- [33] Felici, N. Injection d'ions par des électrodes métalliques dans les hydrocarbures liquides de résistivité élevée / N. Felici, J. P. Gosse // *Rev. Phys. Appliquée*. — 1979. — Vol. 14, No. 5. — P. 629–633.

- [34] Felici, N. J. Conduction and electrification in dielectric liquids: Two related phenomena of the same electrochemical nature / N. J. Felici // *J. Electrostat.* — 1984. — Vol. 15, No. 3. — P. 291–297.
- [35] Felici, N. High-Field Conduction in Dielectric Liquids Revisited / N. Felici // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 233–238.
- [36] Gosse, J. P. Electric Conduction in Dielectric Liquids / J. P. Gosse // 1988. — P. 503–517.
- [37] Castellanos, A. *Electrohydrodynamics* / Antonio Castellanos. — Vienna: Springer Vienna, 1998. — 363 p.
- [38] Becerra, M. Electrohydrodynamic motion due to space-charge limited injection of charges in cyclohexane / M. Becerra, H. Frid // 2014 IEEE 18th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). — 2014. — No. 3. — P. 1–4.
- [39] Жакин, А. И. Ионная электропроводность и комплексообразование в жидких диэлектриках / А. И. Жакин // *Успехи физических наук.* — 2003. — Т. 173. — № 1. — С. 51–68.
- [40] Жакин, А. И. Электрогидродинамика / А. И. Жакин // *Успехи физических наук.* — 2012. — Т. 182, № 5. — С. 495–520.
- [41] Daaboul, M. Study of the transition from conduction to injection in an electrohydrodynamic flow in blade-plane geometry / M. Daaboul, P. Traoré, P. Vázquez, C. Louste // *J. Electrostat.* — 2017. — Vol. 88. — P. 71–75.
- [42] Nishikawara, M. Synergy between injection and dissociation mechanisms in electrohydrodynamic pumps modeled numerically / M. Nishikawara, H. Yanada, K. Shomura // *J. Electrostat.* — 2018. — Vol. 93, No. March. — P. 137–145.
- [43] Alj, A. Creation of Charge Carriers in Nonpolar Liquids / A. Alj, A. Denat, J. P. Gosse, B. Gosse, I. Nakamura // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 221–231.
- [44] Stishkov, Y. K. Computer simulation of EHD flows in a needle-plane electrode system / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov // *Tech. Phys.* — 2008. — Vol. 53, No. 11. — P. 1407–1413.
- [45] Traoré, P. Numerical simulation and PIV experimental analysis of electrohydrodynamic plumes induced by a blade electrode / P. Traoré, M. Daaboul, C. Louste // *J. Phys. D. Appl. Phys.* — 2010. — Vol. 43, No. 22. — P. 225502.
- [46] Stishkov, Y. Dependence of the electrohydrodynamic flows structure in very non-uniform electric field on the charge formation mechanism / Y. Stishkov, V. Chirkov // *Proc. - IEEE Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2011. — P. 1–4.
- [47] Stishkov, Y. K. Formation of electrohydrodynamic flows in strongly nonuniform electric fields for two charge-formation modes / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov // *Tech. Phys.* — 2012. — Vol. 57, No. 1. — P. 1–11.
- [48] Denat, A. Ion injections in hydrocarbons / A. Denat, B. Gosse, J. P. Gosse // *J. Electrostat.* — 1979. — Vol. 7, No. C. — P. 205–225.
- [49] Castellanos, A. Generalised Thomson-Onsager model for charge injection into dielectric liquids / A. Castellanos, F. Pontiga // *Proceedings of 1995 Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena.* — 1995. — No. 4. — P. 616–620.
- [50] Kuroboshi, Y. Understanding of electro-conjugate fluid flow with dibutyl decanedioate using numerical simulation — Calculating ion mobility using molecular dynamics simulation / Y. Kuroboshi, K. Takemura, K. Edamura // *Sensors Actuators, B Chem.* — 2018. — Vol. 255. — P. 448–453.



- [51] Nemamcha, M. Temperature Dependence of Ion Injection by Metallic Electrodes into Non-Polar Dielectric Liquids / M. Nemamcha, J. P. Gosse, A. Denat, B. Gosse // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1987. — Vol. EI-22, No. 4. — P. 459–465.
- [52] Адамчевский, И. Электрическая проводимость жидких диэлектриков / И. Адамчевский. — Л. : Энергия, 1972. — 296 с.
- [53] Nishikawara, M. Temperature Dependence of the Characteristics of an Electrohydrodynamic Pump with Plate-Bar Electrodes / M. Nishikawara, R. Yoneda, Y. Shinagawa, H. Yanada, T. Miyakita, K. Sawada // *IEEE Transactions on Industry Applications.* — 2020. — Vol. 56, No. 1. — P. 704–710.
- [54] Zahn, M. Effects of electrode material on charge injection, transport, energy storage and dissipation in highly purified water / M. Zahn, Y. Ohki, J. Gottwald, K. Rhoads, M. LaGasse // 1984 *IEEE International Conference on Electrical Insulation.* — 1984. — Vol. 5, No. 3. — P. 304–310.
- [55] Стишков, Ю. К. Исследование электрогидродинамических течений в сверхсильных электрических полях / Ю. К. Стишков, С. Ю. Красильников, В. А. Чирков // *Электронная обработка материалов.* — 2012. — Т. 48, № 4. — С. 26–32.
- [56] Russel, M. K. Effect of electrode surface topology on charge injection characteristics in dielectric liquids: An experimental study / M. K. Russel, P. R. Selvaganapathy, C. Y. Ching // *J. Electrostat.* — 2014. — Vol. 72, No. 6. — P. 487–492.
- [57] Seyed-Yagoobi, J. Effects of long-term low-level charge injection on insulating oil / J. Seyed-Yagoobi, P. T. Krein, J. M. Crowley, J. C. Chato // *Conference on Electrical Insulation & Dielectric Phenomena - Annual Report 1984.* — 1984. — Vol. 2, No. 6. — P. 307–311.
- [58] Paschkewitz, J. S. Exposure testing of dielectric liquids for aircraft EHD heat exchanger applications / J. S. Paschkewitz // 1998 *Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (Cat. No.98CH36257).* — 1998. — Vol. 1. — P. 166–169.
- [59] Chirkov, V. A. A technique for rapid diagnostics of dielectric liquids basing on their high-voltage conductivity / V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — 2016. — Vol. 81. — P. 48–53.
- [60] Bologna, M. K. Relaxation of Output Characteristics of Electrohydrodynamic Pumps / M. K. Bologna, F. P. Grosu, I. V. Kozhevnikov // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2018. — Vol. 54, No. 2. — P. 168–173.
- [61] Testi, D. Heat transfer enhancement by an impinging ionic jet in a viscous transformer coolant / D. Testi // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 91. — P. 256–261.
- [62] Testi, D. Heat transfer enhancement in a dielectric coolant by electroconvection in point-plane geometry / D. Testi // *Proc. - IEEE Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2019. — Vol. 2019-June, No. Icdl. — P. 1–5.
- [63] Жакин, А. И. Высоковольтная деградация электродов, обусловленная электрохимической инжекцией в жидких диэлектриках / А. И. Жакин, А. Е. Кузько // *Elektron. Obrab. Mater.* — 2021. — Т. 57, № 6. — С. 36–49.
- [64] Chirkov, V. Diagnostics of Dielectric Liquid Aging Based on Dynamical Current-voltage Characteristics / V. Chirkov, I. Gulenko, A. Samusenko, A. Komarov, M. Lyutikova // 2022 *IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL).* — May 2022. — P. 1–4.
- [65] Patel, V. K. Long-term performance evaluation of microscale two-phase heat transport device driven by EHD conduction / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2014. — Vol. 50, No. 5. — P. 3011–3016.
- [66] Wien, M. Über eine Abweichung vom Ohmschen Gesetze bei Elektrolyten / M. Wien // *Annalen Der Physik.* — 1927. — Vol. 388, № 11. — P. 327–361.

- [67] Randriamalala, Z. Field-enhanced dissociation, the validity of onsager's theory in surfactant solutions / Z. Randriamalala, A. Denat, J. P. Gosse, B. Gosse // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 167–176.
- [68] Vasilkov, S. A. Study on high-voltage conductivity provided solely by field-enhanced dissociation in liquid dielectrics / S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — Aug. 2017. — Vol. 88. — P. 81–87.
- [69] Vasilkov, S. A. Experimental and numerical study of an electrohydrodynamic pump operating due to the field-enhanced dissociation near a dielectric barrier / S. A. Vasilkov, K. D. Poluektova, Y. K. Stishkov // *Phys. Fluids.* — Oct. 2020. — Vol. 32, No. 10. — P. 107102.
- [70] Abou-Nemeh, I. Microstructures in the System Water/D2EHPA/Span-80/ n -Dodecane / I. Abou-Nemeh, H. J. Bart // *Langmuir.* — Aug. 1998. — Vol. 14, No. 16. — P. 4451–4459.
- [71] Dukhin, A. S. How non-ionic 'electrically neutral' surfactants enhance electrical conductivity and ion stability in non-polar liquids / A. S. Dukhin, P. J. Goetz // *J. Electroanal. Chem.* — Mar. 2006. — Vol. 588, No. 1. — P. 44–50.
- [72] Beunis, F. Inverse micelles as charge carriers in nonpolar liquids: Characterization with current measurements / F. Beunis, F. Strubbe, M. Karvar, O. Drobchak, T. Brans, K. Neyts // *Current Opinion in Colloid and Interface Science.* — Apr. 2013. — Vol. 18, No. 2. — P. 129–136.
- [73] Fernandes, D. Electrohydrodynamic flow of dielectric liquid around a wire electrode-effect of truncation of onsager function / D. Fernandes, D. Cho, Y. Suh // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2014. — Vol. 21, No. 1. — P. 194–200.
- [74] Mannoor, M. Molecular Dynamics Simulation of Aggregates in the Dodecane/span80 System and Their Behaviour in an Electric Field / M. Mannoor, S. Kang, Y. K. Suh // *Adv. Condens. Matter Phys.* — 2015. — Vol. 2015. — P. 1–9.
- [75] Fernandes, D. V. Numerical simulation and design optimization of an electrohydrodynamic pump for dielectric liquids / D. V. Fernandes, Y. K. Suh // *Int. J. Heat Fluid Flow.* — Feb. 2016. — P. 1–9.
- [76] Chirkov, V. The Dependence of the Efficiency of Electrohydrodynamic Heat Exchanger on the Electric Conductivity of Liquid / V. Chirkov, E. Rodikova, Y. Stishkov // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — May 2017. — Vol. 53, No. 3. — P. 2440–2445.
- [77] Senftleben, H. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmestrom in Gasen / H. Senftleben, W. Braun // *Zeitschrift für Phys.* — Jul. 1936. — Vol. 102, No. 7–8. — P. 480–506.
- [78] Cooper, P. The Senftleben effect — chance or chimera? / P. Cooper, P. H. G. Allen // *Electron. Power.* — 1984. — Vol. 30, No. 10. — P. 807.
- [79] Cooper, P. The Senftleben Effect In The Shell/Tube Heat Exchanger / P. Cooper, P. H. G. Allen // *First U.K. National Conference on Heat Transfer, Elsevier.* — 1984. — P. 717–724.
- [80] Ahsmann, G. The influence of electric fields on the convective heat transfer in liquids / G. Ahsmann, R. Kronig // *Appl. Sci. Res.* — Jan. 1951. — Vol. 2, No. 1. — P. 235–244.
- [81] Senftleben, H. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmeübergang in Flüssigkeiten / H. Senftleben, R. Lange-Hahn // *Zeitschrift für Naturforsch. A.* — Feb. 1958. — Vol. 13, No. 2. — P. 99–105.
- [82] Schmidt, E. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmetransport in flüssigen elektrischen Nichtleitern / E. Schmidt, W. Leidenfrost // *Forsch. auf dem Gebiete des Ingenieurwesens.* — Sep. 1953. — Vol. 19, No. 3. — P. 65–80.
- [83] Jones, T. B. Electrohydrodynamically Enhanced Heat Transfer in Liquids—A Review / T. B. Jones // *Advances in Heat Transfer.* — 1979. — Vol. 14, No. C. — P. 107–148.

- [84] Allen, P. H. G. Electrohydrodynamic enhancement of heat transfer and fluid flow / P. H. G. Allen, T. G. Karayiannis // *Heat Recover. Syst. CHP.* — Jul. 1995. — Vol. 15, No. 5. — P. 389–423.
- [85] Seyed-Yagoobi, J. Enhancement of Heat Transfer and Mass Transport in Single-Phase and Two-Phase Flows with Electrohydrodynamics / J. Seyed-Yagoobi, J. E. Bryan // *Advances in Heat Transfer.* — 1999. — Vol. 33, No. C. — P. 95–186.
- [86] Seyed-Yagoobi, J. Augmentation of two-phase and single-phase heat transfer and mass transport with electrohydrodynamics in thermal equipment / J. Seyed-Yagoobi // *Proceedings of 1999 IEEE 13th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL'99).* — 1999. — P. 378–383.
- [87] Grassi, W. Heat Transfer Enhancement by Electric Fields in Several Heat Exchange Regimes / W. Grassi, D. Testi // *Ann. N. Y. Acad. Sci.* — Sep. 2006. — Vol. 1077, No. 1. — P. 527–569.
- [88] Laohalertdecha, S. A review of electrohydrodynamic enhancement of heat transfer / S. Laohalertdecha, P. Naphon, S. Wongwises // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2007. — Vol. 11, No. 5. — P. 858–876.
- [89] Léal, L. An overview of heat transfer enhancement methods and new perspectives: Focus on active methods using electroactive materials / L. Léal et al. // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2013. — Vol. 61, No. 1. — P. 505–524.
- [90] Fylladitakis, E. D. Review on the History, Research, and Applications of Electrohydrodynamics / E. D. Fylladitakis, M. P. Theodoridis, A. X. Moronis // *IEEE Trans. Plasma Sci.* — 2014. — Vol. 42, No. 2. — P. 358–375.
- [91] Rashidi, S. EHD in thermal energy systems - A review of the applications, modelling, and experiments / S. Rashidi, H. Bafekr, R. Masoodi, E. M. Languri // *J. Electrostat.* — 2017. — Vol. 90. — P. 1–14.
- [92] Alam, T. A comprehensive review on single phase heat transfer enhancement techniques in heat exchanger applications / T. Alam, M.-H. Kim // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2018. — Vol. 81, No. June 2017. — P. 813–839.
- [93] Zonouzi, S. A. A review on effects of magnetic fields and electric fields on boiling heat transfer and CHF / S. Ahangar Zonouzi, H. Aminfar, M. Mohammadpourfard // *Appl. Therm. Eng.* — 2019. — Vol. 151, No. January. — P. 11–25.
- [94] Bochirol, L. Systematic study of the use of electrical fields for improving heat exchange in boiling liquids / L. Bochirol, E. Bonjour, R. Lagnier, J. Verdier, J. Weil // (CEA-R--1857). — 2019. — 46 p.
- [95] Eames, I. W. Potential benefits of electrohydrodynamic enhancement of two-phase heat transfer in the design of refrigeration systems / I. W. Eames, H. M. Sabir // *Appl. Therm. Eng.* — 1997. — Vol. 17, No. 1. — P. 79–92.
- [96] Di Marco, P. Effects of external electric field on pool boiling: Comparison of terrestrial and microgravity data in the ARIEL experiment / P. Di Marco, W. Grassi // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2011. — Vol. 35, No. 5. — P. 780–787.
- [97] Garivalis, A. I. Critical heat flux enhancement in microgravity conditions coupling microstructured surfaces and electrostatic field / A. I. Garivalis, G. Manfredini, G. Saccone, P. Di Marco, A. Kossolapov, M. Bucci // *npj Microgravity.* — 2021. — Vol. 7, No. 1. — P. 37.
- [98] Ogata, J. Basic study on the enhancement of nucleate boiling heat transfer by applying electric fields / J. Ogata, A. Yabe // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 1993. — Vol. 36, No. 3. — P. 775–782.
- [99] Karayiannis, T. EHD boiling heat transfer enhancement of R123 and R11 on a tube bundle / T. Karayiannis // *Appl. Therm. Eng.* — 1998. — Vol. 18, No. 9–10. — P. 809–817.

- [100] Verplaetsen, F. M. Film boiling of an electrically insulating fluid in the presence of an electric field / F. M. Verplaetsen, J. A. Berghmans // *Heat Mass Transf.* — 1999. — Vol. 35, No. 3. — P. 235–241.
- [101] Laohalertdecha, S. Effects of EHD on heat transfer enhancement and pressure drop during two-phase condensation of pure R-134a at high mass flux in a horizontal micro-fin tube / S. Laohalertdecha, S. Wongwises // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2006. — Vol. 30, No. 7. — P. 675–686.
- [102] Cotton, J. S. Electrohydrodynamic condensation heat transfer modulation under dc and ac applied voltages in a horizontal annular channel / J. S. Cotton // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2009. — Vol. 16, No. 2. — P. 495–503.
- [103] Diao, Y. H. Electric field effect on the bubble behavior and enhanced heat-transfer characteristic of a surface with rectangular microgrooves / Y. H. Diao, L. Guo, Y. Liu, Y. H. Zhao, S. Wang // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2014. — Vol. 78. — P. 371–379.
- [104] Quan, X. An experimental investigation of pool boiling heat transfer on smooth/rib surfaces under an electric field / X. Quan, M. Gao, P. Cheng, J. Li // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2015. — Vol. 85. — P. 595–608.
- [105] Grassi, W. Enhanced nucleate boiling and CHF on a small horizontal plate under ionic jet impingement / W. Grassi, D. Testi, L. Urbanucci, D. Della Vista // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2016. — Vol. 79. — P. 67–73.
- [106] Feng, Z. Effects of electric field on flow boiling heat transfer in a vertical minichannel heat sink / Z. Feng, X. Luo, J. Zhang, J. Xiao, W. Yuan // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 124. — P. 726–741.
- [107] Zhang, J. Effects of pin and wire electrodes on flow boiling heat transfer enhancement in a vertical minichannel heat sink / J. Zhang, X. Luo, Z. Feng, F. Guo // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2019. — Vol. 136. — P. 740–754.
- [108] Chernica, I. M. Enhancement of heat transfer at boiling in electrohydrodynamic flow / I. M. Chernica, M. K. Bologna, O. V. Motorin, I. V. Kozhevnikov // *J. Phys. Conf. Ser.* — 2021. — Vol. 2088, No. 1. — P. 012005.
- [109] Liu, B. Effects of electric field on pool boiling heat transfer over microstructured surfaces under different liquid subcoolings / B. Liu, A. I. Garivalis, Z. Cao, Y. Zhang, J. Wei, P. Di Marco // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2022. — Vol. 183. — P. 122154.
- [110] Mousa, M. H. Review of heat transfer enhancement techniques in two-phase flows for highly efficient and sustainable cooling / M. H. Mousa, C.-M. Yang, K. Nawaz, N. Miljkovic // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2022. — Vol. 155, No. September 2021. — P. 111896.
- [111] Lan, Y. Experimental investigation on the effects of swirling flow on flow boiling heat transfer and instability in a minichannel heat sink / Y. Lan et al. // *Appl. Therm. Eng.* — 2023. — Vol. 219, No. PB. — P. 119512.
- [112] Vellkoff, H. R. *Electrofluidmechanics: Investigation of the effects of electrostatic fields on heat transfer and boundary layers.* — Wright-Patterson Air Force Base, Ohio. — 1962. — 148 p.
- [113] Allen, P. H. G. Electric stress and heat transfer / P. H. G. Allen // *Br. J. Appl. Phys.* — 1959. — Vol. 10, No. 8. — P. 347–351.
- [114] Fernández, J. Radial mass flow in electrohydrodynamically-enhanced forced heat transfer in tubes / J. Fernández, R. Poulter // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 1987. — Vol. 30, No. 10. — P. 2125–2136.
- [115] Atten, P. Electroconvection and its effect on heat transfer / P. Atten, F. M. J. McCluskey, A. T. Perez // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1988. — Vol. 23, No. 4. — P. 659–667.

- [116] Paschkewitz, J. S. The influence of fluid properties on electrohydrodynamic heat transfer enhancement in liquids under viscous and electrically dominated flow conditions / J. S. Paschkewitz, D. M. Pratt // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2000. — Vol. 21, No. 4. — P. 187–197.
- [117] Grassi, W. EHD enhanced heat transfer in a vertical annulus / W. Grassi, D. Testi, M. Saputelli // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2005. — Vol. 32, No. 6. — P. 748–757.
- [118] Grassi, W. Heat transfer enhancement in a vertical annulus by electrophoretic forces acting on a dielectric liquid / W. Grassi, D. Testi, M. Saputelli // *Int. J. Therm. Sci.* — 2005. — Vol. 44, No. 11. — P. 1072–1077.
- [119] Жакин, А. И. Изучение переходных процессов и влияния поверхностной структуры электродов на теплоотдачу в проволочном ЭГД-теплообменнике / А. И. Жакин, А. Е. Кузько, П. А. Белов, А. Н. Лазарев // *Т. 47, № 3.* — 2011. — С. 54–60.
- [120] Grassi, W. Electrohydrodynamic Convective Heat Transfer in a Square Duct / W. Grassi, D. Testi // *Ann. N. Y. Acad. Sci.* — 2009. — Vol. 1161, No. 1. — P. 452–462.
- [121] Moghanlou, F. S. Experimental study on electrohydrodynamically induced heat transfer enhancement in a minichannel / F. S. Moghanlou, A. S. Khorrami, E. Esmailzadeh, H. Aminfar // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2014. — Vol. 59. — P. 24–31.
- [122] Moghanlou, F. S. Effect of strong electric field on heat transfer enhancement in a mini channel containing Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/oil nanofluid / F. S. Moghanlou, A. S. Khorrami, E. Esmailzadeh, M. Vajdi // *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.* — 2021. — Vol. 43, No. 3. — P. 149.
- [123] Qiu, C. Forced convection heat transfer of aviation kerosene enhanced by electric field in a circular channel / C. Qiu, W. Zhou, L. Long, P. Lv, S. Martynenko, L. Yanovskiy // *Appl. Therm. Eng.* — 2021. — Vol. 197, No. July. — P. 117333.
- [124] Mousa, M. H. Review of heat transfer enhancement techniques for single phase flows / M. H. Mousa, N. Miljkovic, K. Nawaz // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2022. — Vol. 137, No. November 2020. — P. 110566.
- [125] Effects of longitudinal vortex generator pairs in transverse microchambers on thermal–hydraulic performances and entropy generation in an interrupted microchannel heat sink / Z. Feng, Y. Lan, Z. Hu et al. // *J. Therm. Anal. Calorim.* — 2022. — Vol. 147, No. 15. — P. 8551–8567.
- [126] Combined influence of rectangular wire coil and twisted tape on flow and heat transfer characteristics in square mini-channels / Z. Feng, Z. Li, Z. Hu et al. // *International Journal of Heat and Mass Transfer.* — 2023. — Vol. 205, No. May 2023. — P. 123866.
- [127] Castellanos, A. Numerical Modeling of Finite Amplitude Convection of Liquids Subjected to Unipolar Injection / A. Castellanos, P. Atten // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1987. — Vol. IA-23, No. 5. — P. 825–830.
- [128] Жакин, А. И. Исследование электроконвекции и электроконвективного теплопереноса в жидких диэлектриках при униполярной инжекционной проводимости / А. И. Жакин // *Механика жидкости и газа.* — 1988. — № 2. — С. 14–20.
- [129] Jeong, S.-I. Theoretical/numerical study of electrohydrodynamic pumping through conduction phenomenon / S.-I. Jeong, J. Seyed-Yagoobi, P. Atten // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2003. — Vol. 39, No. 2. — P. 355–361.
- [130] Nagorny, V. S. Charge transfer in a sharply nonuniform electric field mediated by swirling liquid flow with minimal hydraulic resistance / V. S. Nagorny, A. A. Smirnovsky, A. S. Chernyshev, D. Y. Kolodyazhny // *Tech. Phys. Lett.* — 2015. — Vol. 41, No. 9. — P. 859–862.
- [131] Wu, J. A Finite-Volume Method for Electro-Thermoconvective Phenomena in a Plane Layer of Dielectric Liquid / J. Wu, P. Traoré // *Numer. Heat Transf. Part A Appl.* — 2015. — Vol. 68, No. 5. — P. 471–500.

- [132] Wu, J. Numerical Investigation of Electrohydrodynamic Plumes for Locally Enhanced Cooling in Dielectric Liquids / J. Wu, P. Traore, C. Louste, L. Dascalescu, F.-B. Tian, A. T. Perez // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2015. — Vol. 51, No. 1. — P. 669–678.
- [133] Chicon, R. Numerical modelling of Coulomb-driven convection in insulating liquids / R. Chicon, A. Castellanos, E. Martin // *J. Fluid Mech.* — 1997. — Vol. 344. — P. 43–66.
- [134] Vazquez, P. A. Finite element-particle method calculation of EHD plumes / P. A. Vazquez, E. Chacon Vera, A. Castellanos, T. Chacon Rebollo // in *Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena.* — 2002. — P. 208–211.
- [135] Yan, Y. Y. Numerical modeling of electrohydrodynamic (EHD) effect on natural convection in an enclosure / Y. Y. Yan, H. B. Zhang, J. B. Hull // *Numer. Heat Transf. Part A Appl.* — 2004. — Vol. 46, No. 5. — P. 453–471.
- [136] Vazquez, P. A. Characterization of injection instabilities in electrohydrodynamics by numerical modelling: comparison of particle in cell and flux corrected transport methods for electroconvection between two plates / P. A. Vázquez, G. E. Georghiou, A. Castellanos // *J. Phys. D. Appl. Phys.* — 2006. — Vol. 39, No. 13. — P. 2754–2763.
- [137] Vazquez, P. A. Stability analysis of the 3D electroconvective charged flow between parallel plates using the Particle-In-Cell method / P. A. Vazquez, A. Castellanos // in *2011 IEEE International Conference on Dielectric Liquids.* — Jun. 2011. — P. 1–4.
- [138] Vázquez, P. A. Numerical simulation of EHD flows using Discontinuous Galerkin Finite Element methods / P. A. Vázquez, A. Castellanos // *Comput. Fluids.* — 2013. — Vol. 84. — P. 270–278.
- [139] Medvedev, D. A. Modeling of electrohydrodynamic flows and micro-bubbles generation in dielectric liquid by lattice Boltzmann equation method / D. A. Medvedev, A. L. Kupershtokh // in *Proceedings of 2002 IEEE 14th International Conference on Dielectric Liquids. ICDL 2002 (Cat. No.02CH37319).* — 2002. — P. 45–48.
- [140] Wu, J. Numerical evaluation of heat transfer enhancement due to annular electroconvection induced by injection in a dielectric liquid / J. Wu, P. Traore, C. Louste, A. T. Perez, P. A. Vazquez // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2016. — Vol. 23, No. 2. — P. 614–623.
- [141] Gao, X. L. Lattice Boltzmann analysis of conjugate heat transfer in the presence of electrohydrodynamic flow / X. L. Gao, J. Wu, K. Luo, H. L. Yi, H. P. Tan // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2022. — Vol. 132, No. January. — P. 105878.
- [142] Yazdani, M. An Electrically Driven Impinging Liquid Jet for Direct Cooling of Heated Surfaces / M. Yazdani, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2010. — Vol. 46, No. 2. — P. 650–658.
- [143] Luo, K. Electro-thermo-convective flow of a dielectric liquid due to nonautonomous injection of charge by an elliptical electrode / K. Luo, T. Li, J. Wu, H.-L. Yi, H.-P. Tan // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 127. — P. 373–384.
- [144] Selvakumar, R. D. Heat transfer intensification by EHD conduction pumping for electronic cooling applications / R. D. Selvakumar, D. Zhonglin, J. Wu // *Int. J. Heat Fluid Flow.* — 2022. — Vol. 95, No. September 2021. — P. 108972.
- [145] Elagin, I. Numerical study of the needle inclination angle effect on the ionic wind direction / I. Elagin, A. Samusenko, V. A. Chirkov // *Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol.* — 2020. — Vol. 14, No. 1. — P. 1–11.
- [146] Stuetzer, O. M. Ion Drag Pressure Generation / O. M. Stuetzer // *J. Appl. Phys.* — 1959. — Vol. 30, No. 7. — P. 984–994.

- [147] Pickard, W. F. Ion Drag Pumping. II. Experiment / W. F. Pickard // *J. Appl. Phys.* — 1963. — Vol. 34, No. 2. — P. 251–258.
- [148] Crowley, J. M. Selecting a Working Fluid to Increase the Efficiency and Flow Rate of an EHD Pump / J. M. Crowley, G. S. Wright, J. C. Chato // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1990. — Vol. 26, No. 1. — P. 42–49.
- [149] Sharbaugh, A. H. The Design and Evaluation of an Ion-Drag Dielectric Pump to Enhance Cooling in a Small Oil-Filled Transformer / A. H. Sharbaugh, G. W. Walker // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1985. — Vol. IA-21, No. 4. — P. 950–955.
- [150] Schwabe, A. H. Electrohydrodynamic pumping in distribution transformers: Final report / A. H. Schwabe, R. J. McMillen, C. J. Sharbaugh — 1987.
- [151] Jones, T. B. Electrohydrodynamic heat pipe experiments / T. B. Jones, M. P. Perry // *J. Appl. Phys.* — 1974. — Vol. 45, No. 5. — P. 2129–2132.
- [152] Loehrke, R. I. Flat plate electrohydrodynamic heat pipe experiments / R. I. Loehrke, D. R. Sebitts — 1975.
- [153] Babin, B. R. Experimental investigation of an ion-drag pump-assisted capillary loop / B. R. Babin, G. P. Peterson, J. Seyed-Yagoobi // *J. Thermophys. Heat Transf.* — 1993. — Vol. 7, No. 2. — P. 340–345.
- [154] Yang, L. Liquid-Phase Flow Distribution Control in Meso-Scale with Directionally Reversed Electrohydrodynamic Conduction Pumping Configuration / L. Yang, J. Seyed-Yagoobi // *Proc. 2017 Annual Meeting of the Electrostatics of America* — 2017. — P. 1–15.
- [155] Sato, T. Electrohydrodynamic Conduction Pump with Asymmetrical Electrode Structures in the Microchannels / T. Sato et al. // *Chem. Lett.* — 2017. — Vol. 46, No. 7. — P. 950–952.
- [156] Han, D. UV-LIGA technique for ECF micropumps using back UV exposure and self-alignment / D. Han, Y. Xia, S. Yokota, J. W. Kim // *J. Micromechanics Microengineering* — 2017. — Vol. 27, No. 12. — P. 125008.
- [157] O'Connor, N. An Innovative EHD Conduction Pumping Design for Swirl Flow Generation / N. O'Connor, J. Yagoobi // *2021 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting (IAS)* — 2021. — P. 1–6.
- [158] Chirkov, V. A. Current-time characteristic of the transient regime of electrohydrodynamic flow formation / V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — 2013. — Vol. 71, No. 3. — P. 484–488.
- [159] Daaboul, M. Transient velocity induced by electric injection in blade-plane geometry / M. Daaboul, C. Louste, H. Romat // *J. Electrostat.* — 2009. — Vol. 67, No. 2–3. — P. 359–364.
- [160] Stishkov, Y. K. Dynamic current-voltage characteristics of weakly conducting liquids in highly non-uniform electric fields / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2014. — Vol. 50, No. 2. — P. 135–140. doi: 10.3103/S1068375514020124.
- [161] Chirkov, V. A. Simulation of the integral electric current characteristics of unsteady-state current passage through liquid dielectrics / V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov, A. A. Sitnikov // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2015. — Vol. 22, No. 5. — P. 2763–2769.
- [162] Daaboul, M. PIV measurements on charged plumes-influence of SiO<sub>2</sub> seeding particles on the electrical behavior / M. Daaboul, C. Louste, H. Romat // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2009. — Vol. 16, No. 2. — P. 335–342.
- [163] Стишков, Ю. К. Исследование структуры ЭГД-течений в системе электродов «лезвие-плоскость» при помощи PIV-метода / Ю. К. Стишков, А. А. Ситников, В. А. Чирков // *Электрон. обраб. материалы.* — 2016. — Т. 52, № 6. — С. 35–43.

[164] Ситников, А. А. Экспериментальное описание высоковольтного токопрохождения в слабопроводящих жидкостях на основе динамических вольт-амперных характеристик: специальность 01.04.13 «Электрофизика, электрофизические установки»: диссертация на соискание ученой степени кандидата физико-математических наук / Ситников Андрей Александрович. — Санкт-Петербург, 2020. — 232 с.

[165] Gazaryan, A. V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A. V. Gazaryan, A. A. Sitnikov, V. A. Chirkov, Y.K. Stishkov // IEEE Trans. Ind. Appl. – 2017. – Vol. 53, No. 4. – P. 3977–3981.

[166] Shockley, W. Currents to Conductors by a Moving Point Charge / W. Shockley // J. Appl. Phys. — 1938. — Vol. 9, No. 1. — P. 635–636.

[167] Ramo, S. Currents Induced by Electron Motion / S. Ramo // Proc. Inst. Radio Eng. — 1939. — Vol. 27, no. 9. — P. 584–585.

[168] Sato, N. Discharge current induced by the motion of charged particles / N. Sato // J. Phys. D Appl. Phys. — 1980. — Vol. 13. — P. 3–7.

[169] Gazaryan, A. V. Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov // 2022 IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – 2022. – P. 1–4.

[170] Буянов, А. В. Особенности кинематической структуры электрогидродинамического течения в системах электродов «провод-провод» и «провод-плоскость» / А. В. Буянов, Ю. К. Стишков // Журнал технической физики. — 2003. — Т. 73, № 8. — С. 34–39.

[171] Ashikhmin, I. Experimental study of EHD flows in symmetric electrode system in wide range of low-voltage conductivities / I. Ashikhmin, Y. K. Stishkov, Y. Donskov // Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol. — 2016. — Vol. 10, No. 1. — P. 1–5.

[172] Lavesson, N. Modelling and measurement of field dependent resistivity of transformer oil / N. Lavesson, L. Walfridsson, O. Hjortstam, J. Schiessling // in 2014 IEEE 18th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL), Jun. 2014. — P. 1–4.

[173] Gazaryan, A. V. Effect of temperature on electroconvection and high-voltage current passage in entirely heated dielectric liquid / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // 2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – Jun. 2017. – No. 15. – P. 1–5.

[174] Gazaryan, A. V. Numerical estimation of the performance of a flow-type electrohydrodynamic heat exchanger with the streamlined electrode configuration / A.V. Gazaryan, V. A. Chirkov // J. Electrostat. – 2019. – Vol. 97, No. July 2018. – P. 31–36.

[175] Yang, L. Flow Distribution Control Between Two Parallel Meso-Scale Evaporators With Electrohydrodynamic Conduction Pumping / L. Yang, M. Talmor, J. Seyed-Yagoobi // ASME, Vol. 8 Heat Transf. Therm. Eng. — 2016. — P. V008T10A091.

[176] Жакин, А. И. Электрогидродинамические течения и теплообмен в системе электродов лезвие – плоскость / А. И. Жакин, А. Е. Кузько // Механика жидкости и газа. — 2013. — № 3. — С. 31–42.

[177] Zienkiewicz, C. The Finite Element Method for Fluid Dynamics / C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, P. Nithiarasu. — Elsevier Science, Sixth Edition, 2005.

[178] Gazaryan, A. V. Simple in fabrication and high-performance electrohydrodynamic pump / A. V. Gazaryan, S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov // Phys. Fluids. – 2022. – Vol. 34, No. 12. – P. 123604.

[179] Kim, J. Micro ECF (electro-conjugate fluid) hydraulic power sources based on the modular design of TPSEs (triangular prism and slit electrode pairs) / J. Kim, Y. Yamada, S. Yokota // Int. J. Adv. Manuf. Technol. — 2020. — Vol. 106, No. 1–2. — P. 627–639.



- [180] Yokota, S. A Planar ECF Pump for Liquid Cooling of Electronic Chips / S. Yokota, W.-S. Seo, K. Yoshida, K. Edamura // *Proc. Yamanashi Dist. Conf.* — 2004. — P. 261–262.
- [181] Eom, S. I. An ECF-jet driven mini hydraulic piston actuator / S. I. Eom, H. Masuda, S. Yokota, K. Yoshida, K. Edamura // *Sensors Actuators A Phys.* — 2016. — Vol. 247. — P. 164–171.
- [182] Patel, V. K. Dielectric fluid flow generation in meso-tubes with micro-scale electrohydrodynamic conduction pumping / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *2011 IEEE International Conference on Dielectric Liquids.* — 2011. — P. 1–4.
- [183] Tsukiji, T. Study on EHD pump with multi-holes electrode / T. Tsukiji, K. Hamada // *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.* — 2016. — Vol. 52, No. 1–2. — P. 827–833. doi: 10.3233/JAE-162054.
- [184] Bryan, J. E. An experimental investigation of an ion-drag pump in a vertical and axisymmetric configuration / J. E. Bryan, J. Seyed-Yagoobi // *Conference Record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting.* — 1989. — Vol. 28, No. pt 2. — P. 2094–2099.
- [185] Kozhevnikov, I. V. Characteristics of Multistage Electrohydrodynamic Converters / I. V. Kozhevnikov, F. P. Grosu, M. K. Bologna // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2019. — Vol. 55, No. 3. — P. 342–348.
- [186] Suh, Y. K. Asymptotic and numerical analysis of electrohydrodynamic flows of dielectric liquid / Y. K. Suh, K. H. Baek, D. S. Cho // *Phys. Rev. E - Stat. Nonlinear, Soft Matter Phys.* — 2013. — Vol. 88, No. 2. — P. 023003
- [187] Suh, Y. K. Competition between the bulk and the dissociation layer in electrohydrodynamic flow of dielectric liquid around coplanar electrodes / Y. K. Suh, K. H. Baek // *Phys. Rev. E - Stat. Nonlinear, Soft Matter Phys.* — 2013. — Vol. 87, No. 2. — P. 023009
- [188] Tanski, M. A System for Cooling Electronic Elements with an EHD Coolant Flow / M. Tanski et al. // *J. Phys. Conf. Ser.* — 2014. — Vol. 494. — P. 012010.
- [189] Seki, Y. Optimization of the Electrode Arrangement and Reliable Fabrication of Flexible EHD Pumps / Y. Seki, Y. Kuwajima, H. Shigemune, Y. Yamada, S. Maeda // *J. Robot. Mechatronics.* — 2020. — Vol. 32, No. 5. — P. 939–946.

SAINT-PETERSBURG UNIVERSITY

Manuscript Copy

**Albert Vladimirovich Gazarian**

**NUMERICAL AND PHYSICS-RELATED PROBLEMS IN THE  
DEVELOPMENT OF SINGLE-PHASE ELECTROHYDRODYNAMIC  
HEAT REMOVAL SYSTEMS**

Scientific specialization 1.3.13. Electrophysics, electrophysical installations

Dissertation for the degree of  
Candidate of Physical and Mathematical Sciences

Scientific supervisor:  
Ph.D. Saint-Petersburg University  
Vladimir Alexandrovich Chirkov

Saint Petersburg  
2023

## TABLE OF CONTENTS

<b>INTRODUCTION .....</b>	<b>141</b>
<b>1. Literature Review .....</b>	<b>149</b>
1.1. Charge Formation Mechanisms .....	149
1.2. Investigations of EHD Heat Exchangers .....	153
1.3. Investigations of EHD Pumps .....	159
<b>2. Methodology of Studying EHD Heat Removal Systems .....</b>	<b>162</b>
2.1. Mathematical Model of EHD Flows .....	162
2.2. Methods of Computer Modeling .....	164
2.2.1. Finite Element Methods .....	164
2.2.2. Used Computer Models .....	165
2.3. Methods of Experimental Research .....	173
2.3.1. Measurements of Current Characteristics .....	173
2.3.2. PIV Method—Optical Measurement of Velocity Fields .....	175
2.3.3. Experimental Cells and Setups Used .....	176
2.3.4. Working Fluids .....	187
<b>3. Experimental and Numerical Investigation of Surface Charge Formation .....</b>	<b>190</b>
3.1. Injection Function Estimation Method .....	190
3.2. Investigation of the Injection Function in the “Plane–Six Wires–Plane” System with Interchangeable Electrodes .....	196
3.3. Investigation of the Temperature Dependence of the Injection Function .....	200
Conclusions for this Chapter .....	206
<b>4. Methodology for Modeling EHD Heat Exchanger .....</b>	<b>207</b>
4.1. Simplified Modeling Methodology for Flow-Through EHD Heat Exchangers .....	207
4.2. Validation of the Generalized Methodology for EHD Heat Exchanger Design .....	213
Conclusions for this Chapter .....	216
<b>5. EHD pump .....</b>	<b>217</b>
5.1. Selection of the Working Fluid .....	217
5.2. Selection of EHD Pump Electrode Configuration .....	220
5.3. Investigation of the EHD Pump “Perforated Foil-Coated Dielectric Barriers” .....	224
5.3.1. Numerical Study of the EHD Pump .....	224
5.3.2. Experimental and Calculated Current Characteristics .....	229
5.3.3. Comparison of Experimental and Calculated $Q$ – $P$ Characteristics .....	231
5.4. Adjustment of the Recombination Coefficient Value in the Computer Model of the EHD Pump on the Wien Effect .....	233
5.4.1. Experimental and Calculated Current Characteristics in the “Plane–Six Wires–Plane” System .....	234
5.4.2. Calculation of EHD Pump Characteristics with Corrected Parameters of the Computer Model .....	237
5.5. Demonstration of Scalability and Performance of the EHD Pump .....	239
5.5.1. Comparison of Experimental Current and Mechanical Characteristics for the EHD Pump with One and Nine Holes .....	240
5.5.2. Comparison of the Characteristics of the Designed Pump with Analogues .....	244
Conclusions for this Chapter .....	248

<b>CONCLUSION.....</b>	<b>250</b>
<b>ACKNOWLEDGEMENTS.....</b>	<b>252</b>
<b>NOMENCLATURE .....</b>	<b>253</b>
<b>BIBLIOGRAPHY .....</b>	<b>256</b>

## INTRODUCTION

Electrohydrodynamic (EHD) flows involve the motion of gases or weakly conducting liquids under the influence of an electric field [1]. This phenomenon was first discovered by Faraday in 1838 [2], but it remained poorly understood for a long time. Hemant [3] was the first to propose the hypothesis of space charge and the resulting liquid movement between two parallel plates, although his work was limited to experimental data without a clear explanation of the underlying physics.

It was not until 1954 that Ostroumov [4] introduced a mathematical model, combining the equations of current conduction (Nernst-Planck) and hydrodynamics (Navier-Stokes). He demonstrated the significant impact of Coulomb forces and concluded that dielectric liquids under the influence of an electric field cannot remain stationary. Ostroumov's seminal research in electrohydrodynamics is summarized in his monograph [5]. Following this breakthrough, the field of electrohydrodynamics expanded rapidly. Research groups worldwide began conducting experimental investigations and computer simulations of flows induced by applied electric voltages. However, several questions in electrohydrodynamics still require further detailed study.

For fluid flow to occur, there must be an uncompensated electrical charge present. At the moment, the scientific community considers two main mechanisms of charge generation: dissociation and injection. The first charge formation mechanism is surface-based and involves the generation of ions near the electrode as a result of electron transfer from the metal to a solute molecule dissolved in the liquid (or vice versa—from the solute molecule to the metal). In this case, a space electric charge of the same sign as the electrode forms in the vicinity of the electrode. The mathematical description of this mechanism is determined by the so-called injection function. Although there is no unified analytical description for this function, several physicochemical schemes have been developed, each with its own set of computational formulas for injection processes [6, 7].

The second mechanism is related to the separation of ion pairs in the liquid bulk into individual ions. The dissociation mechanism of charge generation is characterized by the formation of layers of opposite sign compared to the electrode (so-called heterocharge layers), which arise as a result of dissociation-recombination processes. In turn, the second expression of dissociation can be considered as a dissociation enhanced by the electric field (the Onsager effect or the Wien effect) [8]. This effect involves an increase in dissociation intensity under the influence of a strong electric field. Both dissociation and the Onsager effect have detailed theoretical descriptions that are well aligned with experimental data [9].

The prevalence of one charging mechanism or another largely depends on the electrode material and the low-voltage electrical conductivity of the fluid. In the case of liquids with conductivity below

$10^{-9}$  S/m, the injection charging mechanism plays a key role. However, in relatively more conductive liquids, dissociation and the Wien effect have a significant impact on high-voltage processes [10].

Over the past twenty years, electrohydrodynamics has evolved from a purely academic discipline to an applied field. Thanks to the absence of mechanical parts, EHD devices have several advantages over their traditional counterparts and find widespread use in various engineering areas. Among the primary applications are meso- and micro-scale pumping of weakly conductive liquids [11-14], electrospraying [15, 16], electrocoalescence [17, 18], soft robotics [19-23], and, of course, heat transfer intensification [24-28]. The latter direction appears particularly promising, contributing to the continuous growth of research and innovation in this area.

Liquid cooling systems can be divided into two groups: single-phase and two-phase systems. The former operates based on convective heat transfer from the hot surface to the adjacent layer of working fluid and then to the cooling device. Meanwhile, two-phase devices provide heat removal thanks to the phase transition of the fluid and the energy absorbed during this transition [24, 26, 27]. This work primarily focuses on single-phase electrohydrodynamic cooling systems, although the second type also represents a significant interest and requires separate investigations.

In any single-phase cooling system, there are two main elements: the heat exchanger, which is responsible for transferring heat from the cooled element to the coolant, and the pump, which ensures fluid circulation in the closed-loop cooling system. It is worth noting that the heat dissipator (cooler) is not considered an element of the heat removal system, as its design principles are similar to the heat exchanger but depend entirely on the medium into which the heat is dissipated (e.g., fans and radiators are used to dissipate heat into the atmosphere). Designing highly efficient EHD heat removal system components is a complex task today due to its scientific intensity and the non-trivial nature of the phenomena involved. Only a few physical quantities can be experimentally measured, necessitating a fundamental understanding of process physics and computer modeling. However, the numerical evaluation of EHD cooling system characteristics is a complicated task, involving a range of theoretical and practical problems.

The **relevance** of this dissertation research, in addition to the reasons mentioned above, is confirmed by the growing interest in EHD heat removal systems from government space agencies, such as the European Space Agency (ESA) [29] and the National Aeronautics and Space Administration (NASA) [30]. In turn, they are already actively studying electrohydrodynamic pumps and cooling systems on the International Space Station [31, 32]. Moreover, the importance of developing new modeling methodologies for EHD heat removal systems underscores the relevance of this research.

Modern modeling methods significantly contribute to the optimization of processes and the enhancement of EHD heat removal system performance and efficiency. Thanks to computer modeling

and analysis, it is possible to predict system behavior and determine optimal parameters for its operation under various conditions. This, in turn, helps to reduce production and operation costs, as well as improve the reliability and durability of the system. In light of the development of the space industry and the rapid growth of technological progress, the creation of efficient modeling methodologies for EHD heat removal systems becomes increasingly important, making this research relevant and promising.

**The main problem** of this Ph.D. thesis lies in the practical absence of real-world EHD heat removal systems and the complexity of their development.

**The first subproblem** is related to the lack of an analytical representation or a unified experimental methodology for evaluating the injection function, which limits the possibility of numerical design of injection devices. The charge generation mechanism significantly affects the characteristics of EHD devices. Injection has several advantages over the dissociation mechanism of charge formation, including high intensity and efficiency of EHD flows. It is important to be able to design EHD devices over a wide range of working liquid conductivities (with varying contributions of dissociation and injection). The third chapter presents an experimental-numerical method for estimating the type of injection function, as well as investigating the influence of temperature and electrode configuration on this function. This has great practical significance in designing EHD heat exchangers.

**The second subproblem** is of a practical nature and lies in the high resource intensity when modeling an EHD heat exchanger. The interaction of two types of flows - pumping in a closed loop and electroconvective mixing - complicates the system and requires 3D computer calculations, which imposes high demands on calculation time and required memory. The fourth chapter proposes a “flow-through” electrode configuration in which stationary flows occur. For this system, a simplified modeling methodology is developed, based on replacing the variable longitudinal coordinate  $z$  in a 3D stationary setup with the variable time  $t$  in a 2D transient model. The chapter contains numerical and experimental verification of this mathematical simplification.

**The third subproblem** is related to the lack of high-performance and easily scalable EHD pumps for which a computer model would provide good correspondence with experimental data. Presently, prevalent electrode configurations in pumps consist of systems with sharp emitters, such as needle–ring, “blade–two parallel planes”, wire–wire, and others. Despite the ostensible simplicity of these designs, fabricating modular EHD pumps—with multiple pairs of electrodes arranged either in series or parallel—poses a considerable increase in complexity. In the fifth chapter, an electrode configuration for EHD pump is presented and analyzed, which not only allows for achieving elevated flow rate and pressure performance but also ensures the technological simplicity of its implementation.

**The goal** of this Ph.D. dissertation is to address numerical and physical issues related to the development of single-phase electrohydrodynamic heat dissipation systems, as well as to systematize the experimental and numerical principles underlying the creation of such systems. The work includes the description and implementation of a methodology for selecting the injection function and the development of techniques for calculating the characteristics of the proposed EHD heat exchanger and EHD pump configurations.

**Research objectives:**

1. Develop an experimental prototype for the implementation and verification of the injection function selection methodology.
2. Investigate the dependence of the injection function on the electrode metal batch. Develop an experimental prototype with interchangeable electrodes to study the injection function for different electrode configurations and materials.
3. Numerically and experimentally verify the principle of simplified simulation of EHD heat exchangers.
4. Develop and design an electrode configuration for a high-performance and easily scalable EHD pump.

**The statements to be defended:**

1. The methodology for the mathematical description of surface charge formation through the comparison of numerical and experimental current-voltage characteristics represents a realistic approach for the quantitative determination of the injection function.
  - For steel electrodes and working fluids PDMS-5 and transformer oil in the temperature range from 20 to 60 °C, a weak dependence of the injection function on temperature is revealed.
  - The injection function must be determined for each separate batch of the metal-liquid pair. The injection function for the “same” metal may differ.
2. The proposed “flow-through” electrode configuration and the simplified 2D transient modeling method enable quantitative evaluation of the characteristics of realistic EHD heat exchanger configurations.



3. The EHD pump with the electrode configuration of a “perforated foil-coated dielectric barrier” allows achieving performance goals for liquid cooling systems: flow rates on the order of milliliters per second and pressure on the order of kilopascals.
  - The proposed electrode configuration can be used in a modular EHD pump. Scaling of characteristics is possible by changing the parallel or serial number of segments.

**Scientific novelty:**

1. A proposed approach to solving the problem of quantitative design of injection EHD devices.
2. A systematic study of the injection function, its dependence on temperature, and sensitivity to electrode changes has been conducted for the first time.
3. A simplified design methodology for “flow-through” EHD heat exchangers in a 2D setup has been developed.
4. A novel EHD pump configuration has been proposed, providing target characteristics within the EHD heat removal system framework.

**The practical significance** of the research lies in the analysis of the dependence of the injection function on temperature and sensitivity to changes in electrode materials. In addition, the proposed EHD heat exchanger and EHD pump configurations, as well as their design principles, allow for the numerical evaluation of the EHD heat removal system's characteristics.

**The theoretical significance** of the research lies in obtaining specific examples of real functional dependencies for the injection function and the thresholds for its emergence. Based on this data, existing theoretical understanding of surface charge formation can be improved.

**Reliability of the results:**

- The use of a professional verified high-precision equipment, including a particle image velocimetry system, highly sensitive picoammeter and high-speed analog-to-digital converters.
- The use of accepted commercial software for the numerical simulation.
- High-quality finite element mesh and verification of the law of conservation of charge.
- Performing multiple checks of the reproducibility of experimental characteristics.
- Comparison of experimental results and numerical data.

**Approbation of work:**

- 7 oral and 2 poster presentations at international scientific conferences (Russia, USA, France, Canada, Japan).

- 5 scientific papers in peer-reviewed journals or conference proceedings indexed in the Web of Science or Scopus referential databases.
- 4 scientific papers in non-indexed conference proceedings.

**Author's presentations at conferences:**

1. Electrostatics Joint Conference (2016 EJC), West Lafayette, (USA), 13 – 16 june 2016 — oral presentation “A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Current Density on Electric Field Strength”.
2. I First International Workshop on Electro-Hydro-Dynamics (IWEHD 2016), Poitiers (France), 1 – 2 september 2016 — oral presentation “A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Current Density on Electric Field Strength”.
3. X International Symposium on Electrohydrodynamics (ISEHD 2017), Ottawa (Canada), 19 – 22 june 2017 — poster presentation “Numerical Estimation of the Performance of a Flow-type Electrohydrodynamic Heat Exchanger”.
4. XIX International Conference on Liquid Dielectrics (ICDL 2017), Manchester (United Kingdom), 25 – 29 june 2017 — oral presentation “Effect of Temperature on Electroconvection and High-voltage Current Passage in Entirely Heated Liquid”.
5. Electrostatics Joint Conference (2018 EJC), Boston (USA), 18 – 20 june 2016 — oral presentation “Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer”.
6. XI International Symposium on Electrohydrodynamics (ISEHD 2019), Saint Petersburg (Russia), 18 – 22 june 2019 — oral presentation “Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer”.
7. XLIX Advanced problems in mechanics (APM 2021), Saint Petersburg (Russia), 21 – 25 june 2021 — oral presentation “Numerical and Experimental Investigation of Electrohydrodynamic Flow Current Characteristics for Different Electrode Configurations”.
8. XXI International Conference on Liquid Dielectrics (ICDL 2022), Sevilla (Spain), 22 june – 2 july 2022 — poster presentation “Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material” (presented by co-author).
9. XII International Symposium on Electrohydrodynamics (ISEHD 2022), Otaru (Japan), 28 august – 2 september 2022 — oral presentation “Experimental and Numerical Investigation of Holed Metal-Clad Dielectric Barrier Electrohydrodynamic Pump”.

**Scientific papers in peer-reviewed journals or conference proceedings indexed in the Web of Science or Scopus referential databases:**

1. Gazaryan, A. V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A. V. Gazaryan, A. A. Sitnikov, V. A. Chirkov, Y.K. Stishkov // *IEEE Trans. Ind. Appl.* – 2017. – Vol. 53, No. 4. – P. 3977–3981.
2. Gazaryan, A. V. Effect of temperature on electroconvection and high-voltage current passage in entirely heated dielectric liquid / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // *2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL)*. – Jun. 2017. – No. 15. – P. 1–5.
3. Gazaryan, A. V. Numerical estimation of the performance of a flow-type electrohydrodynamic heat exchanger with the streamlined electrode configuration / A.V. Gazaryan, V. A. Chirkov // *J. Electrostat.* – 2019. – Vol. 97, No. July 2018. – P. 31–36.
4. Gazaryan, A. V. Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov // *2022 IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL)*. – 2022. – P. 1–4.
5. Gazaryan, A. V. Simple in fabrication and high-performance electrohydrodynamic pump / A. V. Gazaryan, S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov // *Phys. Fluids*. – 2022. – Vol. 34, No. 12. – P. 123604.

**Scientific papers in non-indexed conference proceedings:**

1. Gazaryan, A.V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A.V. Gazaryan, A.A. Sitnikov, V.A. Chirkov, Y.K. Stishkov // *Proc. 2016 Electrostat. Jt. Conf.* – 2016. – P. 1–5.
2. Gazaryan, A.V. Numerical Estimation of the Performance of a Flow-type Electrohydrodynamic Heat Exchanger / A.V. Gazaryan, V.A. Chirkov, Y.K. Stishkov // *Proceedings of the International Symposium on Electrohydrodynamics, ISEHD 2017*. – 2017. – P. 1–4.
3. Gazaryan, A.V. Numerical and Experimental Investigation of Flow-type Electrohydrodynamic Mixer / A.V. Gazaryan, V.A. Chirkov, S.A. Vasilkov // *Proc. 2018 Electrostat. Jt. Conf.* – 2018. – P. 1–7.
4. Gazaryan, A.V. Experimental and Numerical Investigation of Holed Metal-Clad Dielectric Barrier Electrohydrodynamic Pump / A.V. Gazaryan, S.A. Vasilkov, V.A. Chirkov // *Proceeding ISNTP-12 ISEHD 2022*. – 2022. – P. 1–7.

The co-authors of the publications are Doctor of Physics and Mathematics Stishkov Y. K., Ph.D. of St. Petersburg State University (Physics) Chirkov V. A., Candidate of Physics and Mathematics Sitnikov A. A., and Candidate of Physics and Mathematics Vasilkov S. A.

Chirkov V. A. is the scientific supervisor of the applicant, with whom active discussions of tasks and results of experimental and numerical research were conducted, as well as the description of the obtained data and their presentation in the form of scientific articles or reports. Together with Chirkov, a simplified method for modeling “flow-through” electrohydrodynamic heat exchangers was proposed and implemented (Chapter 4).

The idea and initial implementations of the injection function estimation methodology belong to Chirkov V. A. and Sitnikov A. A. Together with Sitnikov, experimental current characteristics and velocity fields were obtained in the blade–plane system from paragraph 3.1. In addition, based on Sitnikov’s idea of investigating electrohydrodynamic flows in a system with replaceable wire electrodes, the experimental cell “plane–six wires–plane” from paragraph 3.2 was improved.

Vasilkov S. A. actively participated in the assembly of the prototype and conducting experiments on the study of the characteristics of the electrohydrodynamic heat removal system (paragraph 4.2). Also, together with Vasilkov, the concept of electrodes for an electrohydrodynamic pump was developed and experimentally investigated in Chapter 5.

# 1. Literature Review

In this literature review, an overview of the development of electrohydrodynamic (EHD) phenomena research is provided, both in general and in the context of heat removal systems. First, the mechanisms of electric charge formation and EHD flows of the corresponding types are considered. Next, a review of works dedicated to the experimental and numerical study of EHD heat exchangers is conducted. Subsequently, scientific papers on the investigation of various designs and characteristics of EHD pumps are analyzed. At the end of the section, the relevance of the work, the stated objective, and research tasks are justified.

## 1.1. Charge Formation Mechanisms

The issue of liquid dielectric conductivity in strong electric fields (in electric fields  $\sim 10$  kV/cm) and the causes of electrohydrodynamic (EHD) flow generation were actively investigated in the second half of the 20th century. Five main hypotheses were proposed for increased conductivity and charge formation [33–38]: collisional ionization and avalanche formation (by analogy with high-voltage processes in gases), increased ion mobility due to the electric field, enhanced dissociation under the influence of an electric field (usually referred to as the Onsager effect or one of the Wien effects), cold electron emission from the cathode, and electrochemical processes of oxidation and reduction of adsorbed neutral particles on the electrode surface. Due to the relatively small electric fields (up to  $10^9$  V/m) and the comparability of the mean free path in liquids with molecular dimensions, hypotheses about collisional ionization and cold electron emission were discarded. In turn, the hypothesis of increased molecular mobility in an electric field cannot explain the rapid current growth in current-voltage characteristics (CVC) without increasing the space charge, as it does not lead to an increase in charge carrier growth by itself.

Nowadays, two main charge formation processes leading to the emergence of EHD flows are considered. These are the dissociation of ion pairs in the liquid volume [6, 39, 40] and ion injection from the electrode surface [41, 42]. It is these two primary mechanisms that are taken into account when numerically designing EHD devices. This understanding of electrophysical processes has allowed computer models to qualitatively restore the structure of EHD flows, which has been implemented in a series of works [43–47]. However, this did not allow the created computer models to achieve quantitative correspondence with experimental data in cases of combined or exclusive injection charge formation. Primarily, this was due to the lack of an analytical representation of the injection function.

The term “injection” encompasses a series of processes occurring at the electrode/liquid interface, leading to the emergence of free ions. Numerous factors influence the intensity of charge formation, such as the composition of the working liquid, the additive used and its concentration, the electrode material, and its roughness. In works [33, 37, 43, 48, 49], attempts at theoretical physicochemical description of the surface charge formation function are reflected. The main ones boil down to electrochemical description and calculations related to overcoming image forces by ions adsorbed on the metal surface. Review papers [6, 7] present a wide range of previously obtained analytical representations of injection functions, which show a significant difference among all theoretical models. Thus, the lack of a generally accepted verified analytical description of the injection function requires the use of a comprehensive approach, which involves selecting a surface charge formation function based on a joint experiment and calculation. This approach of selecting unknown electrophysical parameters of the model (threshold field intensity, injection function, and ion mobility) based on experimentally measured velocity fields was used by several research groups [45, 47, 50], but it lacks predictive capability, as no verification of the selected parameters is conducted using additional data. Moreover, conducting experimental research, for example, using the particle visualization method, requires special expensive equipment and is highly labor-intensive. Therefore, an alternative method for selecting the injection function and its verification is needed, which is considered in paragraph 3.1.

In the context of electrohydrodynamic heat dissipation systems, the question of the dependency of the injection function on temperature becomes relevant. In a fundamental study [51], the theoretical dependence of injection charge generation and ion mobility on temperature (within the range of 20 to 80 °C) is experimentally investigated in a plane–parallel cell (stainless steel electrodes, interelectrode gap (IEG) 1 mm). Decane (n-decane,  $\sigma_0 = 1.5 \cdot 10^{-12}$  S/m) and triisoamylammonium picrate (TIAPi) are used as the working liquid and additive. An independence of the product of mobility  $b$  and viscosity  $\eta$  from temperature ( $\eta \cdot b = const$ ) was obtained, which agrees with Stokes’ law [52]. It was also concluded that injection charge generation increases with temperature. In a later study [53], the dependence of plate–bar EHD pump characteristics (stainless steel) on temperature (within the range of 3 to 45 °C) was numerically and experimentally investigated. The working liquid was commercial Novec 7100 liquid ( $\sigma_0 = 5 \cdot 10^{-10}$  S/m) with Vertrel XF (2,3-dihydrodecafluoropentane) as an additive. The considered injection function had the simplest linear dependence on the electric field intensity  $\rho_{inj} = A_1 \cdot (E - E_{st})$ , where  $A_1$  is a coefficient determined by comparing calculated and measured pressures, and  $E_{st}$  is the injection onset threshold. The obtained results led to the opposite conclusion of a decrease in static pressure generated by the pump, and accordingly, a weakening of injection with temperature. Based on the results from both studies, it is clear that injection charge generation depends on the composition of the working liquid and additive. It should be noted that the question of the form of the injection function remains open in these studies, as no verified method for its determination has been proposed by the time

they were written. Therefore, the question of the dependency of the injection function on temperature remains open to this day and is discussed in paragraph 3.3.

In EHD heat removal systems, there are at least two EHD devices—an EHD heat exchanger and an EHD pump. For each of them, it is necessary to separately design and optimize the shape of the electrodes. The EHD flows obtained strongly depend on the material of the electrodes and their configuration. In work [54], the dependence of charge injection in a plane–parallel cell in purified water ( $\sigma_0 \sim 10^{-6}$  S/m) on the electrode material (copper, aluminum, stainless steel, and brass) was investigated. Since pulsed voltage with a rise time of 40  $\mu$ s was used, purified water can be considered as a dielectric. A strong dependence of polarity and the amount of injected charge on the electrode material is noted. In turn, in works [55, 56], different electrode configurations were considered, and their influence on current passage in the system was examined. In sharper systems, the current passage was more intense, which is obviously related to the higher values of the electric field strength. To date, there are no studies investigating the injection function in different systems made of the same electrode material but with different shapes. The difficulty of conducting research lies in the design of an experimental cell in which it would be possible to replace electrodes while maintaining their material, and moreover, obtaining stationary EHD flows for the possibility of numerical modeling. Such studies are presented below in paragraph 3.2.

One of the main advantages of electrohydrodynamic flows is the absence of mechanical parts and, accordingly, the potential durability of the designed EHD devices. However, despite many years of research, the problem of deterioration (“degradation”) of electrohydrodynamic flow characteristics caused by injection remains acute today. In studies [57–64], long-term research of current characteristics of EHD flows in various systems and with different liquids was conducted, but degradation of the system characteristics was observed in all cases. In study [63], issues with the formation of polymerized films on the electrode surface and surface erosion after exposure to an electric field were noted. In study [59], an almost complete linearization of the CVC over time was observed, which may indicate a complete cessation of the surface charge formation process. In turn, studies [60, 64] reported the current reaching a certain stationary value, lying above the conductivity level, which means that the injection did not disappear completely. Professor Testi in 2018 and 2019 [61, 62] conducted long-term studies on EHD needle–plane heat exchangers. Over 250 and 750 hours the system was under a voltage of 28.5 kV while measuring the electric current. The system characteristics fell by half (55%) from 55  $\mu$ A to 22  $\mu$ A during this time. An additional demonstration of the relevance of the stability problem for injection devices is the research focus of Professor Yagoobi’s scientific group (Worcester Polytechnic Institute, Worcester, Massachusetts, USA). Initially, most of their work was devoted to the injection charge formation mechanism, but after highlighting the stability problem [57], the research focus shifted to the dissociation charge formation mechanism (“conduction pumps”). In a more recent study [65], the stability of the

dissociation pump characteristics was investigated over 15 days. The ability of the pump to work during this time without interruptions and degradation of characteristics is noted.

Let's take a closer look at the issue of dissociative charge formation and the Wien effect (hereinafter, by the term "Wien effect" we mean the Onsager effect or one of the Wien effects related to the intensification of dissociation intensity). In a weak electric field, the conductivity of liquid dielectrics is associated with the dissociation of impurities contained in the liquid. Even a small amount of these impurities is enough to cause a significant increase in conductivity and lead to the formation of EHD flows due to the formation of free charges. In strong electric fields, the growth of electrolyte conductivity is enhanced due to the manifestation of the Wien effect [66]. Unlike injection, dissociation and the Wien effect have a theoretical description [8], for which experimental and numerical verifications were carried out [9, 67–69]. The main feature of works [9, 68] is the separation of surface charge formation phenomena near electrodes and in the volume of the liquid. This was achieved by shifting the area of strong electric fields from the sharpening on the electrodes to the volume of the liquid in the hole in the dielectric plate. Based on the experimental and numerical comparison, it was concluded that the Wien effect objectively exists and quantitatively corresponds to Onsager's theory description. The simulation results correspond to experimental data within a deviation of up to 20% at the maximum voltage. This difference can be explained by incorrect recombination coefficient values used in the computer model. In various studies [7, 67, 70–75], it was noticed that the addition of surfactant molecules (e.g., such as Span 85) increases the concentration of free ions (increases the low-voltage conductivity of weak electrolytes). This increase in conductivity is explained by the formation of reverse micelles (micelle — an aggregate of surfactants in solution) by the self-assembly mechanism of surfactant molecules around water molecule aggregations in the dielectric liquid. Impurity ions can be located inside the cores of water molecules, being electrostatically shielded by surfactant molecules around, thereby preventing recombination with ions of the opposite sign. Thus, in a solution of nonpolar liquids and surfactants, the role of ions is played by reverse micelles, the size of which can be an order of magnitude larger than the size of the ions themselves, which leads to the hindrance of recombination processes. This issue is discussed in section 5.3.

Based on the above review of the current state of research on the mechanisms of EHD flow formation, the following issues can be identified:

- lack of a verified method for selecting the injection function;
- unknown dependence of the injection function on electrode material and configuration;
- lack of understanding of the dependence of the injection function on temperature;
- overestimation of the recombination coefficient due to the formation of reverse micelles.

It should be noted that despite the great potential of the Wien effect as the main charge formation mechanism in EHD devices, the highest efficiency of EHD flows is achieved with the combined



participation of injection and dissociation mechanisms of charge formation [10, 42, 76]. In light of this, it is important to solve the main problems with the description of injection charge formation in computer models.

## 1.2. Investigations of EHD Heat Exchangers

The first study describing the intensification of heat exchange under the influence of an electric field in fluid media was published in 1936 by Senftleben and Braun [77] (in gases). Later, this phenomenon in a series of works was even called the “Senftleben effect” [78, 79]. Shortly thereafter, 15 years later, Ahsmann and Kronig published the paper [80] illustrating a similar phenomenon in polar and non-polar single-phase liquids. The experimental cell under consideration was a concentric wire–cylinder electrode system to which a high voltage was applied. In turn, an electric current was passed through the wire itself, which led to its heating. In this system, it was possible to register the intensification of heating the working liquid when the voltage was turned on. Later, Senftleben in his work [81] expanded the base of studied liquids in a similar system. In these works, electroconvection and increased thermal conductivity due to dipole polarization in the electric field were considered as the main hypotheses for heat exchange intensification. In 1953, Schmidt and Leidenfrost [82] used an experimental model of two concentric cylinders and measured the “effective” thermal conductivity of the liquid in the annular region depending on the voltage. Their main conclusion, based on visual observations using the schlieren method, was that it was electroconvection that was the cause of the increased heat transfer, rather than the change in thermal conductivity caused by the alignment of dipoles.

The high interest in the field of heat dissipation intensification using electric field influence can be assessed by the large number of review papers, starting with the first review by Jones in 1979 [83–93]. These works discuss various heat dissipation mechanisms and their intensification using EHD phenomena: single-phase, which are also called convective, and two-phase, called heat exchange during boiling. Let’s start by looking more closely at the latter heat dissipation mechanism.

Bochirrol et al., 1961 [94], were among the first to publish on the enhancement of heat transfer in two-phase media by the application of an electric field. Over time, several hypotheses have been put forward to explain this influence, but the main viable ones to date can be found in works [84, 86, 95]. In general, in the case of boiling heat transfer, the application of an electric field disrupts the vapor film that covers the entire heater surface, which, due to its insulating properties, restricts the heat dissipation (this limit is referred to as the critical heat flux). Since the discovery of this phenomenon, numerous studies have been conducted using different systems, liquids, and heat powers. One of the main criteria for intensification is the relative enhancement of heat dissipation at a fixed power (some results of heat

dissipation enhancement at a fixed superheat are presented elsewhere). Table 1.1 shows a series of studies conducted over the past 25 years. As can be seen, the enhancement coefficient can vary from tens of percent to an order of magnitude. It is worth noting that the applied heat power strongly influences the heat dissipation enhancement coefficient during boiling. The application of EHD for intensifying two-phase heat transfer manifests itself best at low heat fluxes (up to 30 kW/m<sup>2</sup>), where enhancement reaches a factor of 10. However, the most interesting range lies precisely in larger areas, for example, the heat flux from a CPU with dimensions of 3.75 by 3.75 cm and a power of 100 W reaches 70 kW/m<sup>2</sup>. At such heat fluxes, heat dissipation enhancement is less than 50%, due to the fact that the boiling intensity and vapor film instabilities are already sufficiently high without the application of an electric field.

The most promising application of two-phase EHD heat dissipation systems is in space, where, in the absence of gravity and, consequently, the buoyant force, the bubbles formed on the heater surface do not depart from it but envelop it, leading to the formation of a thin vapor film across the entire surface [30, 96, 97]. Di Marco and Grassi, 2011, investigated EHD heat dissipation during boiling in a “wire mesh–plane” system across a wide range of heat fluxes (up to 200 kW/m<sup>2</sup>) in the presence and absence of gravity. On Earth, the electric field had no influence on heat dissipation enhancement; however, in the absence of gravity, the heat transfer enhancement reached 50%. A similar result was obtained in [97] for the same range of heat powers (up to 250 kW/m<sup>2</sup>). On Earth, the heat dissipation enhancement using EHD effects reached up to 10%, while in the absence of gravity, it reached up to 60%.

Table 1.1 Review of Works on Two-Phase EHD Heat Removal Systems.

Source	Configuration	$q_{\text{HEAT}}$ , kW/m <sup>2</sup>	$q_{\text{EHD}} / q_0$
Ogata and Yabe, 1993 [98]	wires in the cylindrical heater	5	10
Karayiannis, 1998 [99]	wires along the cylindrical heaters	5 20	9 4
Verplaetsen and Berghmans, 1999 [100]	mesh above plane	30	1.7
Laohalertdecha and Wongwises, 2006 [101]	wire in tube with microfins	10	1.1
Cotton, 2009 [102]	wire in tube	11	2.5
Pearson and Seyed-Yagoobi, 2013 [27]	lithographic stripes on flat heater	200	1.15

Continuation of Table 1.1

Source	Configuration	$q_{\text{HEAT}}$ , kW/m <sup>2</sup>	$q_{\text{EHD}} / q_0$
Diao et al., 2014 [103]	plate with rectangular holes above plate with microgrooves	30 170	1.5 1.3
Quan et al., 2015 [104]	wires above plate with microgrooves	18 210	1.5 1.03
Grassi et al., 2016 [105]	needle above plane	50 200	1.5 1.2
Feng et al., 2018 [106]	wires above plate with microgrooves	10 65	2 1.25
Zhang et al., 2019 [107]	needles above plate with microgrooves	10 30	1.7 1.2
Chernica et al., 2021 [108]	wire and cylindrical heater system	25	1.6
Liu et al., 2022 [109]	wires above plate with microgrooves	500	1.1

Heat transfer intensification using electrohydrodynamics is unique as it is practically the only active method of enhancing heat dissipation. The classic method involves altering the system configuration to passively intensify heat dissipation. In the review by Mousa et al., 2022 [110], various methods of enhancing two-phase heat dissipation are discussed in detail: adding convexities, micro-ribs, helical tapes, and wire coils inside heat channels. Compared to the smooth surface of tubes, depending on the heat flow and liquid flow rate, a relative increase in heat dissipation of up to three times was achieved. In turn, the studies conducted by Professor Feng's group are very indicative. In three of their works [106, 107, 111], they used a 15 cm long heat block with eight mini-channels 2 mm wide and high, which employed electrohydrodynamic (two electrode configurations) and passive methods of intensifying heat dissipation during boiling: wire electrode in the channel, needle electrode in the channel, and twisted tape without applying an electric field. In the case of intensification using an electric field, the enhancement coefficient varied from 70 to 20% as the heat flow increased from 10 to 30 kW/m<sup>2</sup>. In turn, the heat dissipation enhancement for the system with a spiral tape was 80%, and it was almost independent of the heat power input in the range up to 260 kW/m<sup>2</sup>. Thus, from the studies described above, it can be concluded that there are some drawbacks to EHD intensification of two-phase heat dissipation, as well as the greatest potential for applying this technology in the range of heat fluxes up to 30 kW/m<sup>2</sup> or in the absence of gravity.

Let's move on to the consideration of works on single-phase EHD heat dissipation systems, which is the main focus of this dissertation. In systems with convective heat dissipation, EHD flows can be applied to intensify mass and heat transfer in heat exchangers and pumps. In the first case, the EHD flow disrupts the thermal boundary layer, increasing the heat transfer from the heater to the liquid. In 1962, one of the first to propose this idea was Vellkoff [112]. In pumps, EHD flows are used to intensify the pumping of liquid in a closed-loop heat dissipation system; however, a review of works on this issue will be discussed in more detail in the following paragraph.

Table 1.2 presents the results of studies on annular (flow-through) single-phase EHD systems [82, 113–123]. In these works, a mechanical pump circulates the working liquid in a closed loop, and the EHD heat exchanger mixes the fluid near the heater. The relative enhancement of heat transfer under the influence of an electric field ranges from units to tens of times. One of the main advantages of applying EHD intensification for single-phase heat transfer is the very small increase in hydraulic resistance. In the work by Fernández and Poulter, 1987 [114] with a relative increase in heat dissipation of more than 20 times, the hydraulic resistance of the system increased only 3 times. It is worth noting that in the case of convective heat dissipation in cooling systems, an important parameter is the circulation of liquid in the loop, and therefore the Reynolds numbers. However, even for large Reynolds numbers, greater than 2000, Grassi and Testi obtained relative enhancements of up to 8 times.

Table 1.2 Review of Works on Single-Phase EHD Heat Removal Systems.

Source	Configuration	Liquid Used	$Re$	$q_{EHD}/q_0$	$P_{EHD}/P_0$
Schmidt and Leidenfrost, 1953 [82]	wire in tube	transformer oil	50	4	2.5
Fernandez and Poulter, 1987 [114]	wire in tube	transformer oil	150	20	3
Atten et al., 1988 [115]	wire in rectangular channel	transformer oil	50	10	N/A
Paschkewitz and Pratt, 2000 [116]	wire in tube	commercial liquid ECO-C	40	10	$\sim 1$
Grassi et al., 2005 [117, 118]	paired needles in a tube	commercial liquid FC-72	3 000	5	N/A

Continuation of Table 1.2

Source	Configuration	Liquid Used	$Re$	$q_{EHD}/q_0$	$P_{EHD}/P_0$
Zhakin et al., 2011 [119]	46 wire in channel	PDMS-50	N/A	6	N/A
Grassi and Testi, 2009 [120]	needles in rectangular channel	commercial liquid HFE-7100	4 000 12 000	8 7	N/A
Moghanlou et al, 2014, 2021 [121, 122]	wire in rectangular channel	N/A	7	1.8	1.3
Qiu et al, 2021 [123]	wire in tube	aviation kerosene	175	1.8	N/A

Let's move on to considering alternative (passive) methods of convective heat dissipation enhancement, such as flow turbulence using ribs, helical tapes, wires, and vortex generators placed in channels. Review papers [92, 124] reflect numerous studies on passive techniques for intensifying single-phase heat dissipation. By modifying the configuration of heat channels, it is possible to achieve heat dissipation enhancement of up to 7 times ( $2000 < Re < 20000$ ); however, unlike EHD flows, the friction coefficient in most cases grows proportionally or significantly stronger, up to 29 times. In works [125, 126], heat dissipation enhancement using longitudinal vortex generators and helical tapes with a coil is investigated. Heat dissipation intensification reaches values of 1.5 and 4 times, and the friction coefficient increases 4 and 16 times, respectively. Based on the described studies, it can be concluded that despite the advantages of intensifying single-phase heat dissipation with passive methods, the increase in hydraulic resistance is many times greater than cases with EHD flows. Therefore, the application of EHD flows for intensifying convective heat dissipation is promising in systems with low pumping speeds (when the pumping speed is less than the EHD flow velocity) and systems where minimal hydraulic resistance and high pump compactness requirements are important.

As noted in review papers [89, 91], the majority of studies in the field of EHD heat transfer are experimental, while theoretical works are limited by overly simplistic physical models or simple geometry due to the complex mathematical model and nonlinear coupled equations [4, 37]. A solution to this problem is the use of computer simulation in the study of EHD systems. Computer simulation involves the numerical solution of differential equations for a given model geometry and boundary conditions. Some of the first works on modeling electroconvection and electroconvective heat transfer in a 2D formulation were published in the late 1980s [127, 128]. Zhakin, 1988 [128] was one of the first to numerically demonstrate that EHD flows can significantly enhance heat dissipation. In this work, an

enhancement of up to 25 times was obtained, which slightly exceeded the experimental data available at that time (up to 10 times). In the initial numerical works, various finite difference schemes were used to solve differential equations, such as the Navier-Stokes equation calculated in the form of a stream function and vorticity vector, and the charge transport equation using an integral-interpolation method. These methods were implemented in Fortran IV language. A drawback of these numerical schemes was an overestimation of the charge value due to numerical diffusion. To address these issues, subsequent researchers used the finite volume method [129–132], the particle-in-cell method, the flux-corrected transport method, as well as the finite element method and its combinations [127, 133–138]. In addition to these numerical schemes, the lattice Boltzmann method has been actively used for calculating EHD flows and electroconvective heat transfer [139–141].

Today, the most common schemes for solving electrohydrodynamic equation systems in computer models are the finite element method and the finite volume method. This is because these methods are implemented in commercial software packages such as ANSYS, COMSOL Multiphysics, and the open platform OpenFOAM. In this work, COMSOL Multiphysics is chosen for the implementation of numerical models, as it has proven to be a convenient (ability to choose calculation equations and solver settings) and reliable software package. The correctness and reliability of the numerical schemes implemented in this program are justified by the good correspondence between experimental and numerical EHD flows in a series of works [7, 47, 69, 73, 75].

A large number of works with different numerical methods confirm the complexity of modeling EHD flows themselves, and the task of numerical design of an EHD heat exchanger in a single heat dissipation system is significantly more complicated, as it involves not only EHD mixing but also the removal of heated liquid by a pump. In a series of works [25, 76, 131, 140, 142–144], simplified configurations of EHD heat exchangers were considered for EHD heat exchangers simulation. The heater and cooler are located within a single volume, making the model simple to calculate but less realistic. At the same time, the configuration of a flow-through type device, i.e., when the heater and cooler are placed in different sections of the same closed circuit, is more realistic, although less studied using numerical simulation tools. Qiu et al., 2021 [123], were among the few to implement the calculation of an EHD heat exchanger with a “wire in a cylindrical channel” configuration in a 3D formulation. To achieve grid convergence, the model was divided into 2 million elements. Unfortunately, the authors did not provide data on the memory consumption and calculation time of the model, but it can be estimated by analogy with the work [145], where the calculation of cooling a plate from an ionic wind in a 3D setting in a model with 0.5 million elements took 4 hours and up to 128 GB of RAM. Accordingly, in the work of Qiu et al., 2021, values 16 times larger are possible.

From a review of experimental works on “flow-through” type EHD heat exchangers (Table 1.2), it can be concluded that the most common electrode configuration is the longitudinal arrangement of the

emitter in the heat channel along the heater. This arrangement has a significant advantage, which can be used to create more simplified modeling schemes, which will be discussed in Chapter 4.

### 1.3. Investigations of EHD Pumps

Some of the first works on the study of EHD pumps date back to 1959 and 1963 [146, 147]. In these works, the characteristics (pressure) of an injection EHD pump with various configurations (12 stages of needle–slot) and working liquids (paraffin, silicone, castor, mineral oil, and kerosene) are measured. The generated pressures reached remarkable magnitudes at that time, up to 0.2 atmospheres.

EHD pumps have been designed for many years since their invention, but one of the first to conduct a systematic comparison of pumps was Crowley et al., 1990 [148]. Their work presents a criterion for selecting a working fluid to increase the efficiency and flow rate of the EHD pump. In their theoretical analysis, they considered the contribution of three parameters: conductivity, flow velocity, and mobility. Based on their fundamental model, they concluded that high dielectric permittivity and low viscosity provide high flow rates, while low conductivity and mobility contribute to high efficiency. Crowley et al. formulated several fundamental limitations on the EHD pump and determined that the velocity must be high enough to avoid Joule losses but cannot exceed the limits set by viscosity, turbulence, and electrical breakdown.

The use of EHD pumps for intensifying heat dissipation immediately became one of the promising areas of their application. In the work of Sharbaugh and Walker, 1985 [149], an EHD pump was developed for cooling in small oil-filled transformers. The electrode configuration considered was a “wire mesh with points”. The maximum velocity was achieved with 84 points at 25 kV and was 6 cm/s. The General Electric Corporation [150] applied the injection pump design by Sharbaugh and Walker and integrated it into a 167 kVA distribution transformer. The EHD pump was used to enhance the convective cooling of the transformer. However, after 300 hours of operation, it showed a decrease in performance due to degradation of characteristics.

In the reports of the space organization NASA, Jones and Perry, 1974 [151] were among the first to propose replacing the capillary wick from the condenser to the evaporator in the heat pipe with an EHD pump, in which polarization forces are used to create pumping. In their work, this concept was successfully demonstrated, but the performance was poor compared to existing heat pipes with capillary drive. Loehrke and Sebits, 1975 [152] improved the heat pipe of Jones and Perry and managed to achieve thermal powers equivalent to those of conventional heat pipes with axial grooves. Also, the increase in throughput of heat pipes using Coulomb force was investigated by Babin et al., 1993 [153]. They used an injection pump to create the Coulomb force and increase the capillary limit of the heat pipe. Using

refrigerant R-11 as the working liquid and a two-stage EHD pump located in the heat pipe, a 20% increase in throughput was achieved at an applied voltage of 20 kV.

Most currently available EHD pumps can be divided into three categories according to their process of generation of flow: EHD conduction pumping (based on the formation of a dissociation charge), ion drag pumping (emerging due to the injection of ions), and pumps based on the Wien or the Onsager effect (the so-called field-enhanced dissociation). One needs to take care in selecting the working fluid and the electrode configuration when designing the EHD pump. Three parameters strongly influence the EHD intensity of flow: low-voltage conductivity, the impurity composition of the liquid, and the maximal electric field strength of the system. EHD conduction pumps generate pressure to drive dielectric liquids via the electrical Coulomb force exerted on spatial charges within heterocharge layers in the vicinity of the electrodes. A flat electrode configuration along with a relatively high-conducting liquid (more than  $10^{-9}$  S/m) is commonly used for conduction pumping. The electric field strength in such systems reaches medium-to-high values ( $\sim 10^6$  V/m) that are lower than either a typical injection threshold or the significance threshold of Onsager's function. Thus, typical EHD flow velocities in this case are limited to the order of 0.1 m/s. A major disadvantage of conduction pumps is their poor pumping performance (values of flow rate and generated pressure at operating mode) [154, 155]. Drastically sharp electrode configurations or medium-sharp electrodes along with a high applied voltage are used in injection and field-enhanced dissociation pumps. Typical electric fields in this case reach high values ( $\sim 10^7$ – $10^8$  V/m) to generate a high density of spatial charge and intensive EHD flows (about 1 m/s). Such EHD pumps [12, 14, 23, 60] deliver competitive pumping performance to that of small mechanical pumps. Han et al., 2020 [14] and Abe et al., 2007 [23] reported single-stage “triangular prism–slit” and “needle–ring” electrodes with a relatively highly conducting liquid, with  $\sigma_0 = 10^{-8}$  S/m, that reached flow rates of up to 0.07 ml/s and pressures of up to 9000 Pa. However, such pumps have certain drawbacks. While injection pumps have long been in use, stable working liquids and electrode materials have not yet been determined [57, 59, 60, 64]. Pumps based on the Onsager effect have no degradation of the characteristics of the EHD flow with time [65]. Yet, currently available configurations have the problem concerned with difficulties in single and modulus electrode fabrication. Han et al., 2017 [156] described problems in the process of the fabrication of the triangular prism and slit electrode pair. The relevant techniques of fabrication have such problems as deformed molds and misalignment between layers. Solving these problems requires complicated multi-stage processes and expensive equipment. O'Connor and Yagoobi, 2021 [157] highlighted the need for multiple soldered connections for individual electrode pairs, where this issue becomes severe in configurations of the modulus EHD pump containing many units in series and in parallel.

In light of the above, it can be concluded that for the development of EHD pumps, it is necessary to develop an EHD pump based on the Onsager effect and having technological simplicity of



implementation. This is done in Chapter 5, where an electrode configuration for an EHD pump consisting of a “perforated foil-coated dielectric barrier” is proposed. The working zone corresponds to the edge of the hole, where a very strong EHD flow causes liquid pumping from the foil side to the dielectric side.

## 2. Methodology of Studying EHD Heat Removal Systems

### 2.1. Mathematical Model of EHD flows

Intensification of heat dissipation using EHD flows can only occur if an electric force acts on the liquid dielectric. In particular, this can happen if an uncompensated charge appears in the volume of the liquid. It is believed that the liquid dielectric itself does not ionize in strong electric fields, which are typical for EHD flows. However, it is assumed that in addition to the molecules that make up the basis of the dielectric liquid, there is also a certain amount of impurities and surfactants present in the volume. It is these impurities, often uncontrollable, that can ionize, becoming free charge carriers in the form of ions or reverse micelles, and provide the liquid dielectric with a finite value of specific electrical conductivity. Under the influence of a strong electric field in the liquid, electron neutrality is disturbed, which leads to the formation of a volume charge, due to the previously described mechanisms. Subsequently, the Coulomb force begins to act on the charge, which leads to the formation of EHD flows. The flow of isothermal liquid with mechanical density  $\gamma$ , viscosity  $\eta$ , and relative dielectric permittivity  $\epsilon_r$  due to the action of the Coulomb volume force is described by the Navier-Stokes equation and the continuity equation, which in the case of incompressible liquid are written as follows:

$$\gamma \partial \vec{u} / \partial t + \gamma (\vec{u}, \nabla) \vec{u} = -\nabla P + \nabla \cdot \eta (\nabla \vec{u} + \nabla \vec{u}^T) + \rho \vec{E} \quad (2.1)$$

$$\text{div}(\vec{u}) = 0, \quad (2.2)$$

where  $\vec{u}$  is the liquid velocity,  $^T$  is the transpose operation,  $P$  is the pressure,  $\rho = \sum Z_i e n_i$  is the space charge density,  $Z_i$  and  $n_i$  are the valence and concentration of the  $i$ -th type of ions,  $e$  is the elementary charge.  $\vec{E} = -\nabla \varphi$  is the expression of the electric field strength through the electric potential. The distribution of the electric field is determined based on the differential form of Gauss's theorem:

$$\text{div}(\epsilon_r \epsilon_0 \nabla \varphi) = -\rho, \quad (2.3)$$

where  $\epsilon_0$  is the dielectric constant. The conservation law of partial charges is described by the Nernst-Planck equation:

$$\partial n_i / \partial t + \text{div}(\vec{j}_i) = g_i(n_i, E), \quad (2.4)$$

where  $g_i$  is the source function. The current density of the  $i$ -th type of ions  $\vec{j}_i$  describes three ion transfer processes: migration (or drift) in an external electric field, diffusion due to a concentration gradient, and convection together with the liquid:

$$\vec{j}_i = Z_i n_i b_i \vec{E} - D_i \nabla n_i + n_i \vec{u}, \quad (2.5)$$

where  $b_i$  and  $D_i = \frac{k_B T_0 b_i}{e}$  are the mobility and Einstein relation for the diffusion coefficient of the  $i$ -th type of ions, and  $k_B$  and  $T$  are the Boltzmann constant and the absolute temperature of the liquid. Mobility  $b_i$  is described by Stokes' law:

$$b_i = \frac{e}{6\pi\eta a_i}, \quad (2.6)$$

where  $a_i$  is the radius of the  $i$ -th type of ions. To simplify the mathematical model, regardless of the charge generation mechanism (dissociation or injection), only two monovalent types of ions  $Z_1 = -Z_2 = 1$  were considered. Despite varying the radius of ions in some models to assess the influence of this parameter, it is assumed that all types of ions have the same parameters  $a_1 = a_2 \equiv a$  and, accordingly,  $b_1 = b_2 \equiv b$  and  $D_1 = D_2 \equiv D$ .

Based on the Onsager theory [8] and a simplified consideration of only two types of ions, the source function in the right-hand side of equation (1.4) can be represented as follows:

$$g_i(n_i, E) = g(n_1, n_2, E) = F_{\text{Ons}} W_0 - \alpha_r n_1 n_2, \quad (2.7)$$

where  $W_0 = \alpha_r n_0^2$  is the dissociation intensity,  $n_0$  is the equilibrium ion concentration in the absence of an external electric field, and  $F_{\text{Ons}}$  is the so-called Onsager function, which describes the relative increase in dissociation intensity under the action of an electric field. The recombination coefficient  $\alpha_r$  is determined by the Langevin formula:

$$\alpha_r = \frac{2be}{\epsilon_r \epsilon_0}. \quad (2.8)$$

The Onsager function is dimensionless and is expressed as:

$$F_{\text{Ons}}(E, T, \epsilon_r) = \frac{I_1(4p)}{2p} \quad (2.9)$$

$$p = \sqrt{\frac{r_B}{l_E}} \quad (2.10)$$

$$r_B = \frac{e^2}{4\pi\epsilon_r\epsilon_0 k_B T} \quad (2.11)$$

$$l_E = \frac{2k_B T}{eE}, \quad (2.12)$$

where the Bjerrum radius  $r_B$  characterizes the shielding action of the solvent on a charged particle, and  $I_1$  is the modified Bessel function of the first kind of the first order.

The equations described above for EHD flows were also supplemented by an energy balance equation for calculating local temperature distributions in an EHD heat exchanger:

$$\gamma C_p \partial T / \partial t + \text{div}(-k \nabla T + \gamma C_p \vec{u} T) = 0, \quad (2.13)$$

where  $C_p$  and  $k$  are the heat capacity at constant pressure and the thermal conductivity coefficient of the liquid.

The temperature dependencies of the liquid's viscosity and ion mobility have a significant impact on the structure of EHD flows and should be taken into account when calculating the characteristics of an EHD heat exchanger [76].

As boundary conditions for liquid flow on stationary boundaries of models (walls and electrodes), the no-slip boundary condition  $\vec{u} = 0$  was set, and on the axes of symmetry, the slip condition (no normal velocity component)  $u_N = 0$ , where  $N$  is the index characterizing the normal component of the vector. When modeling an EHD pump, the so-called "open boundary" condition  $(PM_1 + \eta(\nabla\vec{u} + \nabla\vec{u}^T))_N = 0$ , where  $M_1$  is the unit matrix) was set on the inlet and outlet boundaries of the liquid. This boundary condition is suitable for modeling boundaries in contact with a large external volume of liquid, allowing the liquid to flow freely in any direction. To determine the  $Q$ - $P$  characteristic, i.e., the dependence of flow rate on the pressure difference between the outlet and inlet, the boundary condition was replaced, and the corresponding pressure difference was set on the boundary. To calculate the electric field distribution on the electrodes, the potential  $\varphi = V_0$  (active electrode) and  $\varphi = 0$  (grounded electrode) were set. On the walls, either the absence of the normal component of the electric field  $E_N = 0$  was set when the charge accumulation time was much smaller than all characteristic times related to EHD flows, in particular, the time of ion crossing the inter-electrode gap, or the condition of charge accumulation on ion concentration  $D\nabla n_i = 0$  and the calculation of equation (2.3) (an additional computational domain was added so that the boundary from the external became internal). To describe the injection charge generation mechanism on the active electrode, a surface charge formation function, the so-called injection function  $j_N = f_{inj}(E)$ , was set. As a condition for the destruction of counterions that came to the electrode, the condition  $j_N = d_i(n_i, E) = n_i b E - D\nabla n_i$  was set. When calculating temperature characteristics in the transient mode, an adiabatic condition  $\nabla T = 0$  was set on all walls, and a constant temperature  $T = T_h$  was set on the heater surface.

When modeling, the relative error was set to 0.001. The absolute error has the dimension of the corresponding quantity and is set for each quantity.

## 2.2. Methods of Computer Modeling

### 2.2.1. Finite Element Methods

Currently, one of the most widespread methods for numerically solving partial differential equations is the Finite Element Method (FEM). In FEM, the original domain is divided into a finite number of subdomains (elements), the totality of which is called a mesh. The solution in each element is sought as a linear combination of basis functions, usually polynomials. All calculations are performed only at mesh nodes, and the solution can be obtained in other points of the domain based on the

calculation of the values of the corresponding polynomials. In this work, the commercial software package COMSOL Multiphysics 5.4 was used, as it allows for the integration and simultaneous solution of the above-described partial differential equations.

In areas with large gradients of calculated physical quantities, the size of the elements needs to be reduced. In most two-dimensional computer models, the mesh consists of both quadrilateral ordered elements in the areas of interest and triangular unordered (free) elements in areas with small changes in the sought quantities. A good mesh criterion is the equality of the sides of its elements, i.e., for a quadrilateral element, the ideal shape is a square, and for a triangular element, it is an equilateral triangle. An exception is rectangular elements in areas where the calculated quantities have a large gradient along only one of the directions, which allows the use of elongated elements.

### **2.2.2. Used Computer Models**

In this study, a variety of electrode systems, experimental setups, and computer models are considered. Since the main goal of the research is to propose a universal methodology for numerically designing EHD heat removal systems, most of the computer models used serve to compare with experimental data and verify numerical models. The list of used systems and research tasks in them are:

- Blade–plane—implementation of the injection function estimation technique; investigation of the dependence of the injection function on temperature (model 2.2.2.1 and setup 2.3.3.1)
- “Plane–six wires–plane”—investigation of the dependence of the injection function on electrode configuration (model 2.2.2.2 and setup 2.3.3.2)
- EHD heat exchanger blade–plane—numerical investigation of the possibility of simplified simulation of flow-through EHD heat exchangers (2D and 3D models 2.2.2.3)
- EHD heat exchanger “five wires–cylindrical channel”—testing of a computer model and simplified EHD heat exchanger modeling technique (model 2.2.2.4 and setup 2.3.3.3)
- EHD pump “perforated foil-coated dielectric barriers”—numerical and experimental investigation of the EHD pump (model 2.2.2.5 and setup 2.3.3.5).

Below are descriptions of the corresponding models. However, the rationale for choosing such configurations and analyses of calculations will be presented in subsequent chapters.

## 2.2.2.1. Blade–Plane

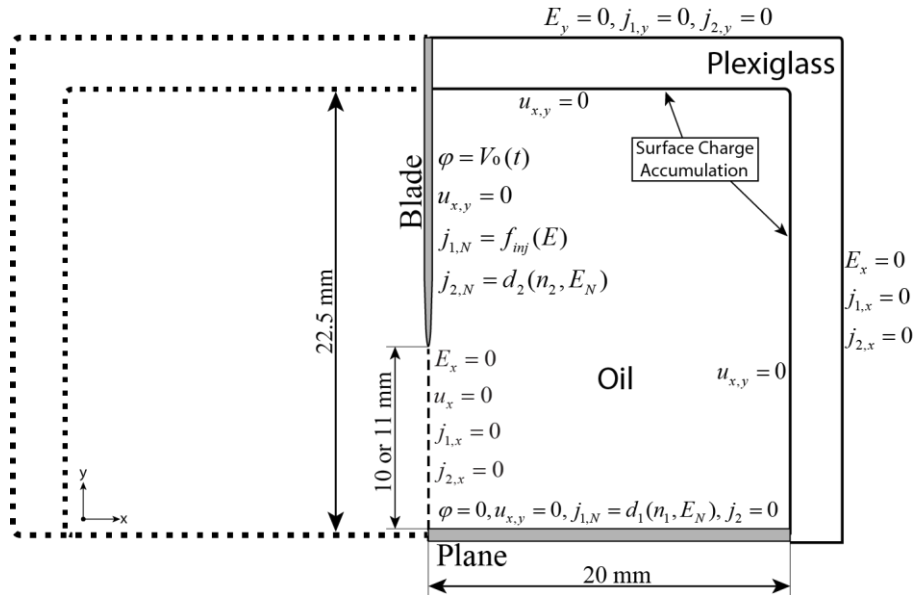


Fig. 2.1 Geometry of the computer model and boundary conditions.

Figure 2.1 shows the geometry and boundary conditions of the 2D computer model, which calculates the processes only in the right half of the studied blade–plane electrode system (due to the presence of plane symmetry). All parameters of the experimental cell (paragraph 2.3.3.1) were precisely measured using standards and a microscope, especially the profile of the high-voltage electrode. Since dynamic current-voltage characteristics were measured in the experimental study, a linearly increasing and linearly decreasing high voltage was set as a function of time on the electrode in the computer model. The modulation period and peak voltage were set according to the experimental values. The injection function, describing surface charge formation, was also defined on the blade. As liquids with different electrical conductivities  $\sigma_0 = 10^{-12}$  to  $10^{-8}$  S/m were studied in the blade–plane system, the model accounted for the plexiglass wall and the accumulation of ions on it. When measuring integral current characteristics, the symmetry of the model (multiplying the current by 2) and the working depth of the blade–plane experimental system equal to 3 cm (in accordance with the extension of the main electrode, at the edges of which guard electrodes were located, paragraph 2.3.3.1) were considered.

In the blade–plane electrode system, two types of studies are conducted: the implementation of the injection function selection technique and the analysis of the dependence of the injection function on temperature. Since the computer model is adjusted according to the experimental sample, the inter-electrode distance parameters also vary depending on the experiment. In the studies, the inter-electrode distance is 10 and 11 mm for different types of research, which is achieved by replacing the upper cover of the experimental cuvette. These parameter values are also changed in the computer model.

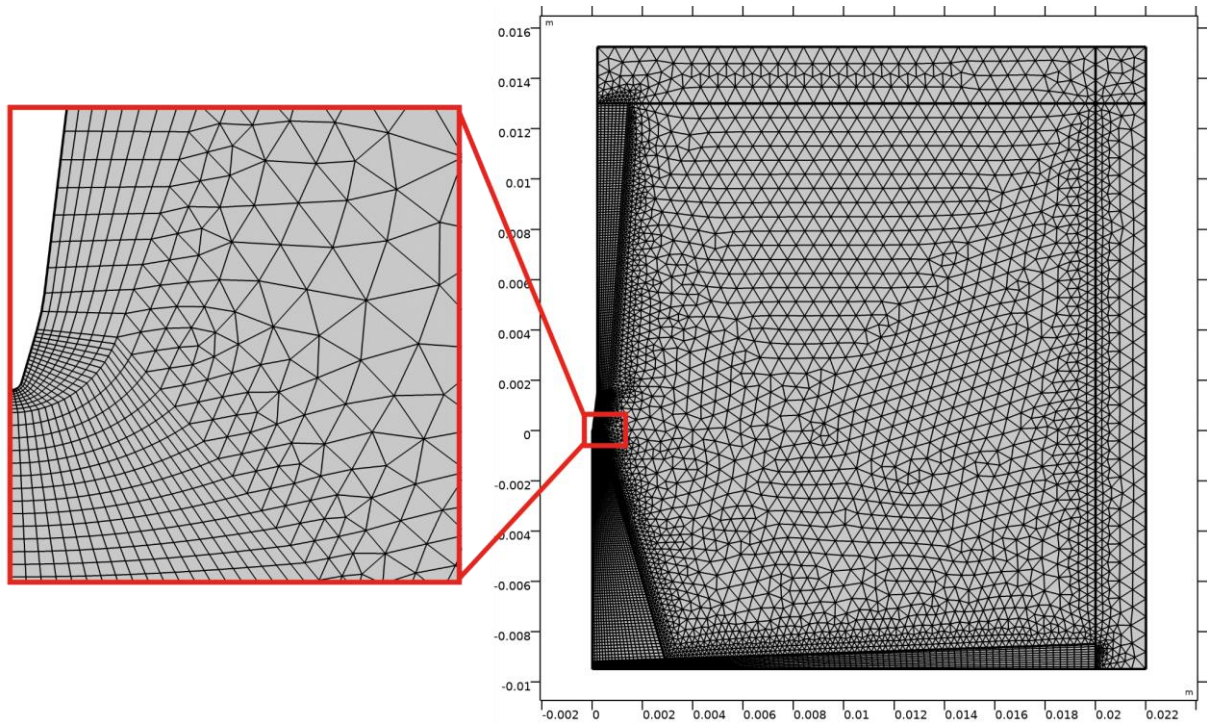


Fig. 2.2 Finite element mesh of the blade–plane computer model.

In Fig. 2.2, the division of the model into finite elements is presented. Elements were particularly densely distributed near the sharpening of the high-voltage electrode—the blade, in the area of the maximum values of velocity—along the axis of symmetry, and in the area of the counter electrode. The grid was iteratively optimized so that reducing the element size by 2 times would not lead to a change in characteristics by more than 1%. The minimum element size in the vicinity of the blade tip was  $2 \times 2 \mu\text{m}$ , and the total number of elements in the model was 15 331.

2.2.2.2. “Plane–Six Wires–Plane”

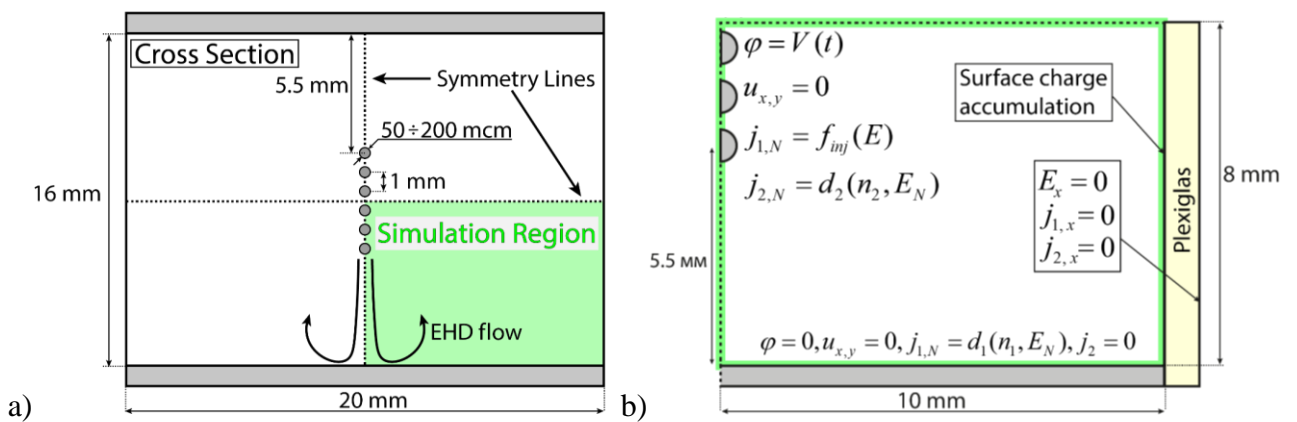


Fig. 2.3 Schematic of the plane–six wires–plane cross-section (a) geometry and (b) boundary conditions.

In Fig. 2.3, a schematic representation of the cross-section of the “plane–six wires–plane” model is presented. Due to the presence of planar symmetry, only the lower right quarter of the model was

calculated in the computer model (Fig. 2.3a). Before considering symmetry, EHD flows in the full model (without symmetry) were calculated, with corresponding results discussed in paragraph 3.2 in Fig. 3.6. Boundary conditions in the model (Fig. 2.3b) were set similarly to the blade–plane system. As shown further in the section describing the corresponding experimental prototype 2.3.3.2, different wire diameters were investigated, which was taken into account in the computer model by changing the corresponding geometry sizes.

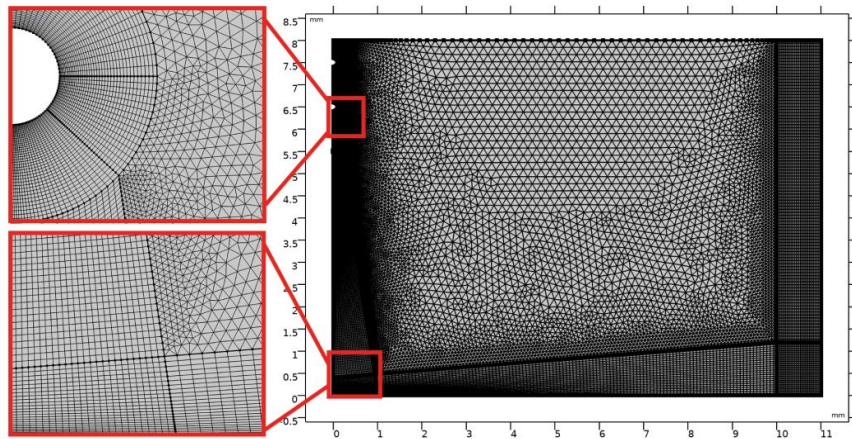


Fig. 2.4 Finite element mesh of the “plane–six wires–plane” computer model.

In Fig. 2.4, the division of the computer model into finite elements is presented. As in the blade–plane system, special attention was paid to the areas near high-voltage electrodes, the area of maximum velocity gradients (EHD flow area), and on the counter electrode, where the liquid jet reaches the plane.

### 2.2.2.3. “Flow-Through Blade–Plane EHD Heat Exchanger”

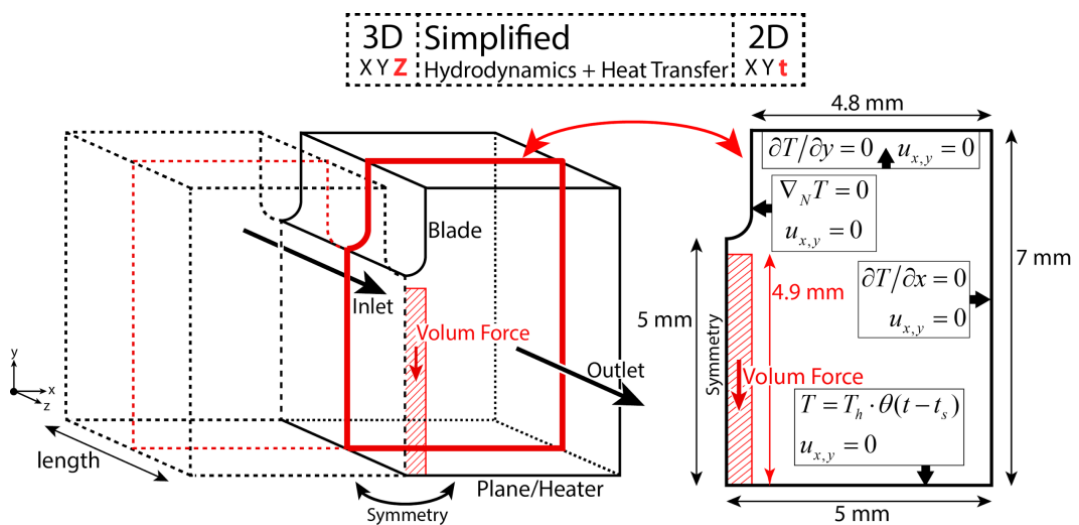


Fig. 2.5 Geometries and boundary conditions of the 3D and 2D models of blade–plane EHD heat exchanger (simplified blade).



In Fig. 2.5, the geometries of the 3D and 2D heat exchanger are presented, which consists of a rectangular cross-sectional channel containing two electrodes—a blade and a plane, with the latter also acting as a heater. Since the calculation of the closed EHD equation system in a 3D setting is a very resource-intensive task, in the numerical investigation of the correspondence between 2D and 3D models, a simplified approach was considered, where the Coulomb force region was replaced with a constant volumetric force region (this is discussed in more detail in paragraph 4.1). That is, only hydrodynamics and heat transfer (equations (2.1)–(2.2), (2.13)) were calculated in this system. Thus, since electrostatic and ion transport equations are not calculated at this stage, the blade profile can be simplified. In this case, the blade geometry consists of a rectangle and a semicircle at the end. The red hatched rectangles represent the area of action of the volumetric force, which is directed from the blade to the heater and is equal to  $5 \cdot 10^4 \text{ N/m}^3$ . The volumetric force value was chosen based on the correspondence between calculated and typical EHD flow velocities (approximately 0.5 m/s). Adiabatic conditions (for heat transfer) and no-slip conditions (for hydrodynamics) are used on the side walls of the heat exchanger in both 2D and 3D cases. The heater is modeled by setting a fixed temperature  $T_h = 80 \text{ }^\circ\text{C}$  at the lower boundary (line for 2D and plane for 3D). In the three-dimensional model, the liquid enters through the end wall with an average velocity  $u_0 = 1 \text{ cm/s}$  and temperature  $T_{in} = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ ; the condition  $P = 0$  is set at the outlet. In the three-dimensional case, equations (2.1)–(2.2), (2.13) are calculated in a steady-state setting, i.e., with  $\partial/\partial t = 0$ , whereas a transient problem is calculated for the 2D model. Moreover, to adjust the 2D problem as close as possible to the 3D, the heater is turned on only when the EHD flow is established; therefore, the boundary condition of the heater's temperature changes at  $t_s = 10 \text{ s}$  from  $T_{in}$  to  $T_h$ , where the time  $t_s$  is estimated based on calculations in computer models and a literature review [158, 159].

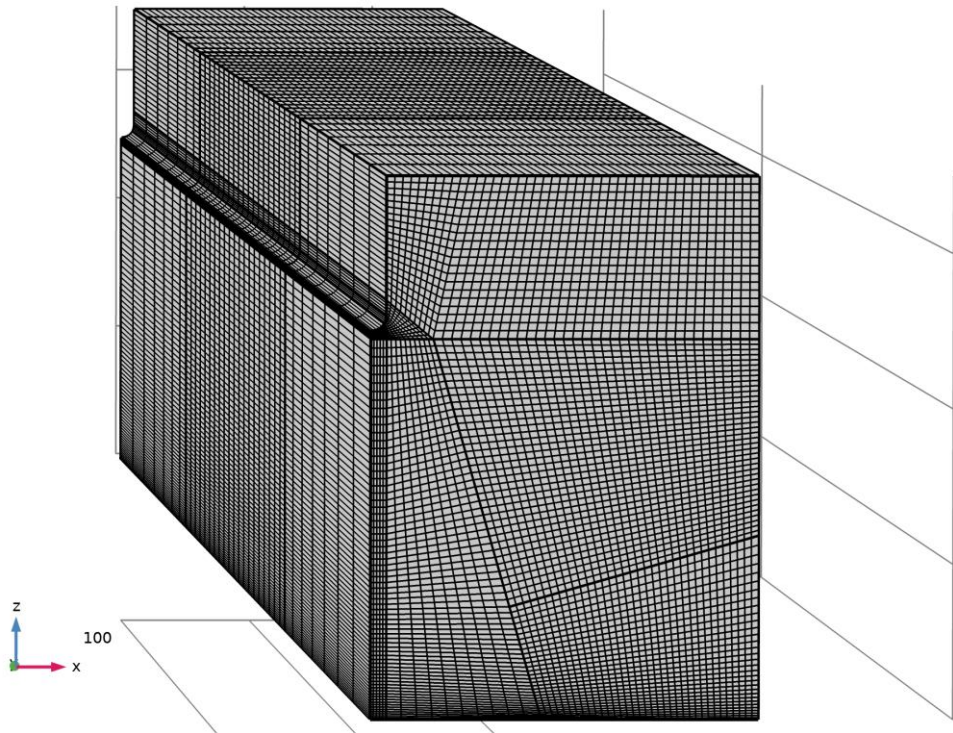


Fig. 2.6 Finite element mesh of 3D computer model of blade–plane EHD heat exchanger. Along the  $y$  axis, at the beginning and at the end of pumping, the buffer zone of the currents was modeled. The length of the entire model is 100 mm, the working area is 40 mm.

In Fig. 2.6, the grid of the computer model of the flow EHD heat exchanger in a 3D setting is presented, and in the 2D setting, the grid corresponded to the partition in the section of the 3D model. Since the Poisson and Nernst-Planck equations were not calculated in this study, the grid requirements were lower. The total number of elements in 3D was 154 700, while in 2D it was only 5050 elements.

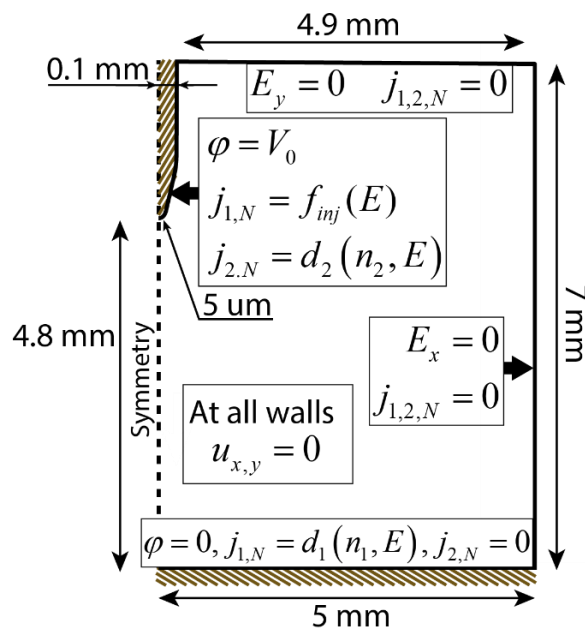


Fig. 2.7 Geometry and boundary conditions of the blade–plane electrode system (realistic blade).

In the second step of the study of the flow-through EHD heat exchanger, the complete system of equations (2.1)–(2.13) is calculated in a 2D setting (without considering the enhancement of dissociation, i.e., with  $F_{\text{Ons}} = 1$ ). The corresponding geometry and part of the boundary conditions are shown in Fig. 2.7, while the boundary conditions for the heat transfer equation correspond to those presented in Fig. 2.5 for the 2D model. It should be noted that the enhancement of dissociation under the action of the electric field was not considered, at least due to the small low-voltage conductivity of the investigated liquid.

#### 2.2.2.4. Flow-Through EHD Heat Exchanger “Five Wires–Cylindrical Channel”

In Fig. 2.8, the geometry and boundary conditions of the 2D computer model are presented, in which the processes in the cross-section of the experimentally studied flow EHD heat exchanger system “five wires–cylindrical channel” (prototype in 2.3.3.3) are calculated. Only a quarter of the model (the lower right quarter) was calculated due to the presence of planar symmetry in two sections. The finite element grid of the computer model was built similarly to the model presented in section 2.2.2.2.

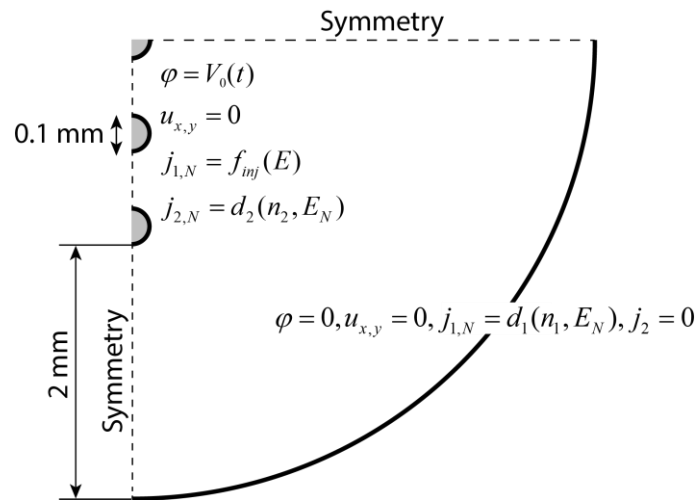


Fig. 2.8. Geometry and boundary conditions of the EHD heat exchanger “five wires–cylindrical channel”.

The modeling of the experimentally studied heat exchanger is based on the method described in section 4.1 of the 2D non-stationary model, where the change in time  $t$  corresponds to the displacement along the channel axis at a distance  $z = u_0 \cdot t$ .

#### 2.2.2.5. EHD Pump “Perforated Foil-Coated Dielectric Barriers”

In the numerical study of the EHD pump, the system presented in Fig. 2.9 was modeled. The numerical model consisted of a pair of foiled dielectric barriers with holes with a diameter of 0.62 mm. The geometry was calculated taking into account the axial symmetry. The main geometry parameters:

model height—8 mm, model width—4 mm, dielectric barrier thickness—212  $\mu\text{m}$ , foil thickness—28  $\mu\text{m}$ , spacer (insert for fixing the distance between dielectric barriers)—1 mm.

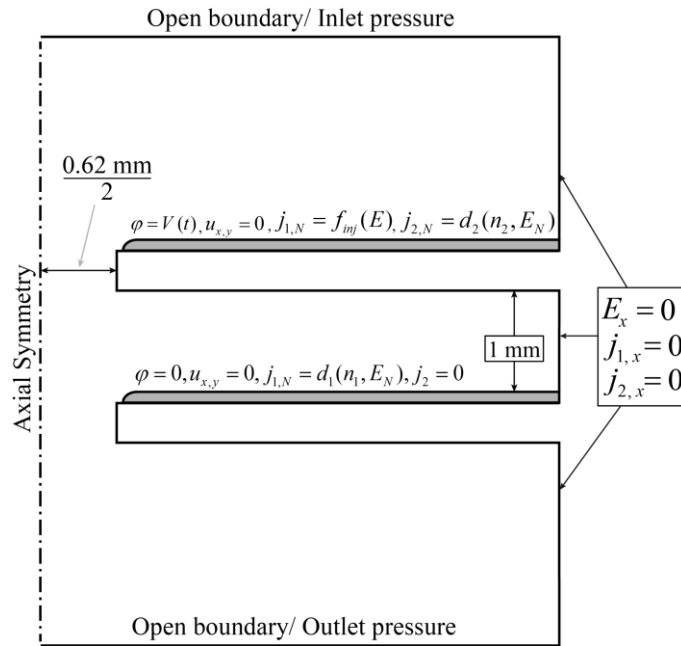


Fig. 2.9 Geometry and boundary conditions for EHD pump “perforated foil-coated dielectric barrier”.

In this geometry, standard boundary conditions were set for calculating EHD flows. The width and height of the model were determined in such a way that their further increase did not change the calculated characteristics of the EHD pump. The edge of the hole in the geometry was constructed in such a way that there were no contradictions between the boundary conditions on the metal electrode and dielectric, so the joint was made at a right angle.

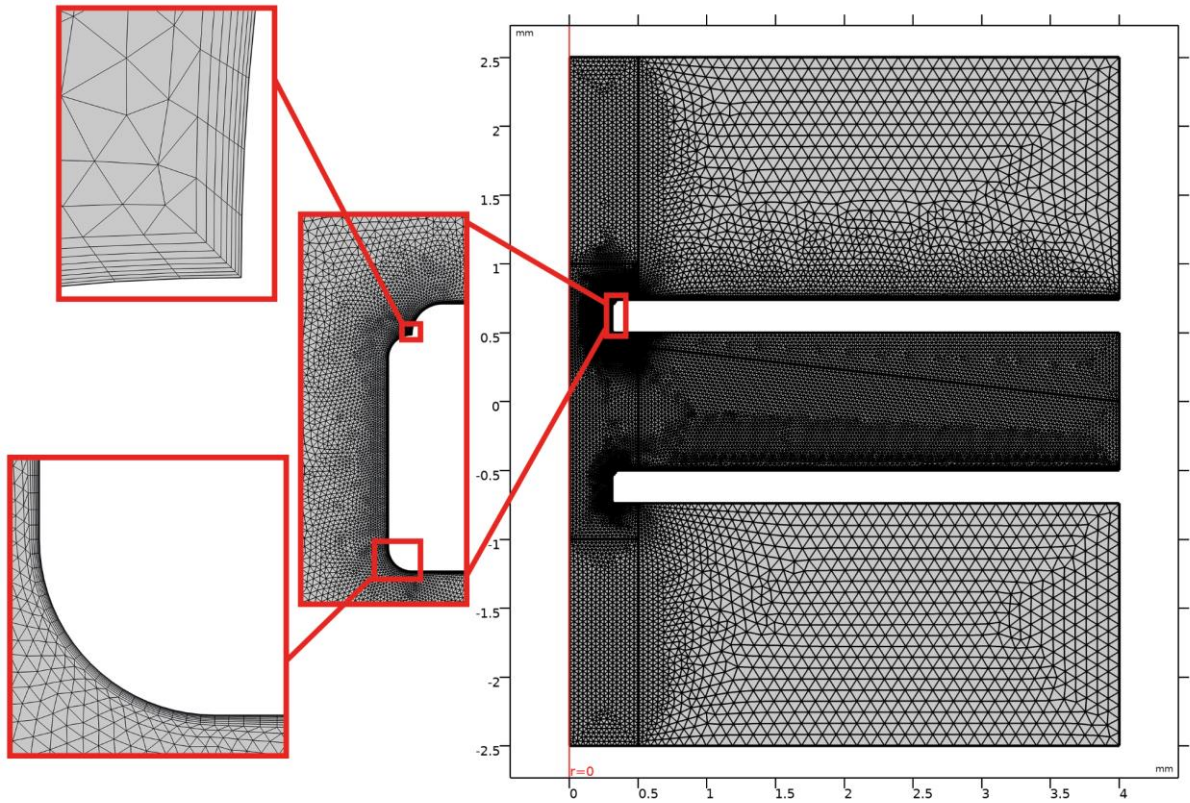


Fig. 2.10 Finite element mesh of EHD pump “perforated foil-coated dielectric barriers” model.

The grid was iteratively optimized in areas with large gradients of calculated values (Fig. 2.10). The main emphasis in grid construction was placed on the following areas: the edge of the hole and its entire side part, where charge formation processes occur and the area of liquid acceleration is located, and inside the hole along the dielectric barrier, where the liquid flow is localized and vortices are located inside the hole.

## 2.3. Methods of Experimental Research

### 2.3.1. Measurements of Current Characteristics

The main measurable current characteristics in this work are the dependence of the current flow on time, the so-called current–time characteristic (CTC), and the dependence of the electric current on voltage—the current–voltage characteristic (CVC). The study of current characteristics involves the investigation of low-voltage and high-voltage conductivities of the liquid.

For measuring low-voltage conductivity, a plate-parallel steel cell with guard electrodes YAPI-3, corresponding to GOST 6581-75, is used. The interelectrode gap of the cell is equal to 2 mm. During the measurements, a voltage from 9 to 500 V was applied to the cell, where for each measurement three ten-second CTCs were recorded. Low-voltage conductivity was measured using the following formula:

$$\sigma_0 = \frac{I}{V} \left( \frac{L}{S} \right), \quad (2.14)$$

where  $\frac{L}{S}$  is the ratio of the interelectrode gap to the electrode area, which is equal to one for the measuring cell.

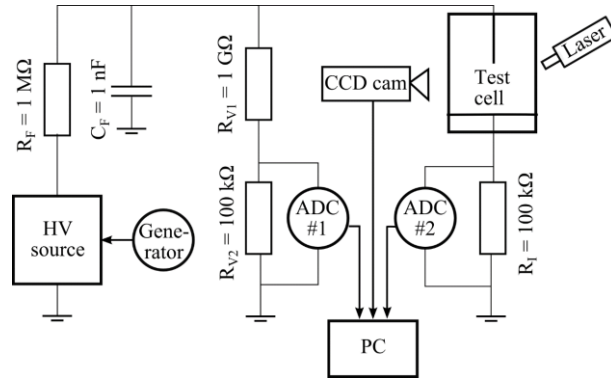


Fig. 2.11 Experimental setup diagram for high-voltage conductivity measurement (taken from [59]).

The experimental setup for high-voltage conductivity measurements is shown in Fig. 2.11. It includes a high-voltage source, VIDN-30, and a high-frequency generator, AKIP-3409/5, for voltage modulation. The liquid under investigation is placed in a special cell with a blade–plane electrode system. This system has a strong inhomogeneity of the electric field distribution. The latter allows for creating the necessary conditions for activating high-voltage charge formation mechanisms, while at the same time avoiding electrical breakdown of the liquid. The type of electrode (radius of curvature, metal, etc.) is chosen depending on the purpose of the experiment. Voltage and current are measured using two separate high-speed analog to digital converters to eliminate inter-channel interference, which may distort the measured signal.

In this study, dynamic current-voltage characteristics (DCVC) are used as volt-ampere characteristics. DCVC refers to the current-voltage characteristics obtained with a linearly varying voltage (Fig. 2.12). This method was first introduced in work [1], but the main problem related to the capacitive current  $I_c = C \frac{dV}{dt}$  was not yet solved. Now this issue has been resolved [160], and the proposed method for recording current characteristics is actively used [59, 64, 161]. In this study, the majority of the data is obtained for linearly modulated voltage (dynamically changing) due to the advantages of this approach.

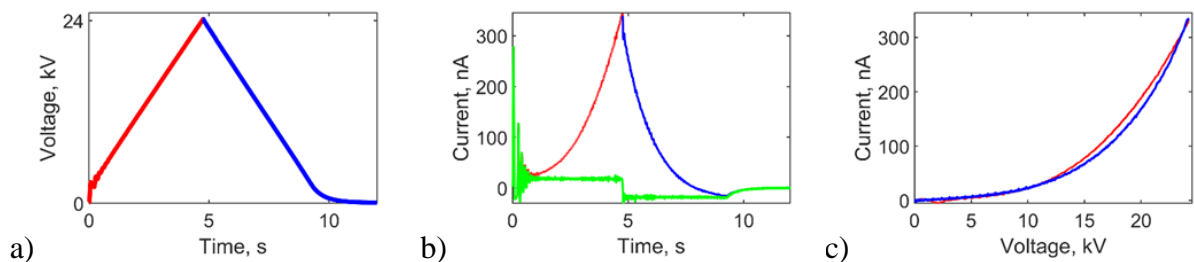


Fig. 2.12 Illustration of the order of measuring dynamic current-voltage characteristic: (a) application of linearly increasing and decreasing voltage to the system (red curve—increasing, blue curve—decreasing voltage);

(b) measuring the total electric current and extracting the capacitive component from it (green curve - capacitive current component); (c) subtracting the capacitive current from the total and plotting the current-voltage curve.

Previously, obtaining current-voltage characteristics was a very labor-intensive task, as data collection was carried out point by point. Specifically, a known constant voltage  $V_0$  was applied to the system, and the flowing electric current was registered using a picoammeter. After averaging the current oscillograms  $I(t)$ , the average current value flowing in the system when applying voltage  $V_0$  was obtained. That is, the result of a rather lengthy experiment (or numerical modeling) was just one point of the current-voltage characteristic, while constructing a complete dependency requires dozens of points (depending on the considered voltage range). In turn, due to the presence of unstable EHD flows, current oscillograms sometimes had significant fluctuations and surges. Also, during the measurements, the room temperature could change significantly, which greatly affects the values of the passing currents, as in liquid dielectrics, a temperature change of only 1 °C leads to a change in conductivity of about 10% [59].

The DCVC method is free from all the disadvantages described above since modulation takes place in a short time compared to the characteristic times of other processes, for example, compared to the time it takes for the temperature to change by 1 °C. Moreover, this method of recording CVC carries more information, which lies in the difference between the direct and reverse modulation paths of the voltage (the so-called hysteresis), which allows obtaining additional information about the peculiarities of high-voltage current passage.

### **2.3.2. PIV Method—Optical Measurement of Velocity Fields**

The Particle Image Velocimetry (PIV) method works on the principle of statistical analysis of the displacement of a particle ensemble. Hollow borosilicate spheres were used in all experiments. Their concentration was chosen so as not to change the current characteristics. According to the recommendation from [162], the particle concentration in the liquid did not exceed 0.15 g/l.

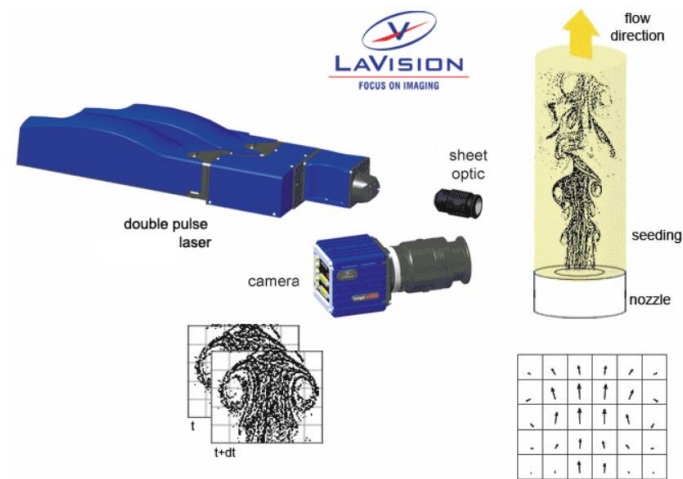


Fig. 2.13. Illustration of the working principle of the PIV method. Illustration taken from the LaVision company website.

The optical setup is shown in Fig. 2.13. A special cylindrical lens creates an optical sheet with a width of 0.5–1 mm in the transverse direction. A 14-bit CCD camera with an image resolution of 1600 by 1200 pixels is used for recording images, synchronized with pulsed illumination: frame changes occur between two laser pulses. After recording, the frames are divided into small areas (so-called windows, usually 48 by 48 pixels in size), and the most probable displacement of particles is calculated between the corresponding windows from two frames. The displacement is determined by the position of the maximum of the cross-correlation function applied to the windows as matrices of recorded luminescence intensity. Taking into account that the delay between laser pulses is known, the average particle velocity within the selected window is determined. Considering multiple windows allows determining the velocity at different points of the cross-section and thus reconstructing the velocity field. Data processing was carried out using the DaVis software, supplied with the equipment. Stationary flows were studied, so the velocity field was determined using multiple pairs of frames (tens of pairs).

### 2.3.3. Experimental Cells and Setups Used

In this section, we will review the main experimental models used in the study of EHD system characteristics.



## 2.3.3.1. Blade–Plane

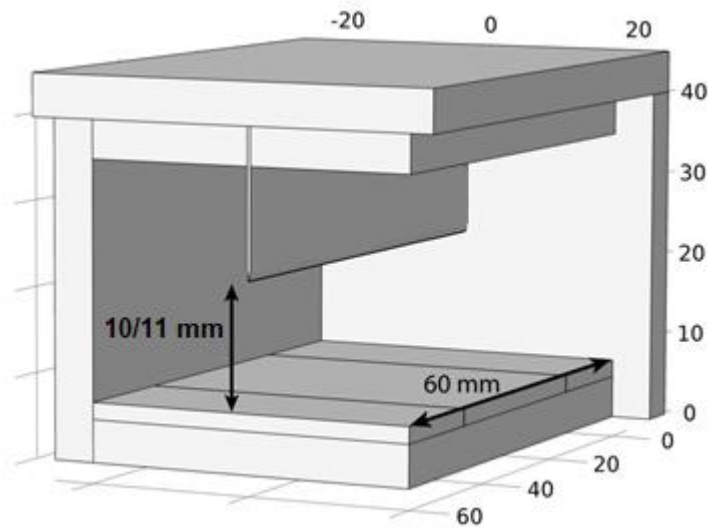


Fig. 2.14. Illustration of the experimental blade–plane cell.

A blade–plane electrode system was assembled to conduct the experiment **to determine the injection function and study its temperature dependence**. The blade was subjected to high voltage, and the plane was grounded. The corresponding geometry is schematically shown in Fig. 2.14. This electrode configuration is characterized by a highly non-uniform distribution of the electric field (which is necessary for ion injection) and stable EHD flows and current characteristics [163].

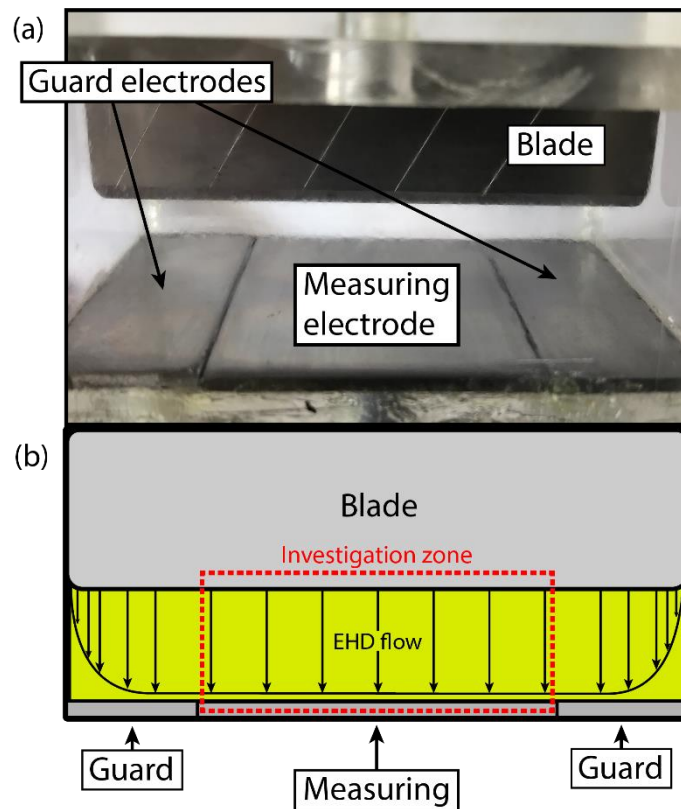


Fig. 2.15 (a) photograph of the base of the blade–plane experimental cell from the side and (b) schematic representation of edge effects.

As the measured experimental values are compared with computer simulation, it is crucial to closely align the physical and numerical experiments. Therefore, to eliminate edge effects in the DCVC measurements, the plane electrode was divided into three parts (Fig. 2.15a): a central part for measurements and two outer guard parts. Thus, edge effects related to electrostatics (injection from the blade ends) and hydrodynamics (the influence of the end walls on the flow along the blade shown in Fig. 2.15b) were excluded from the recorded current characteristics.

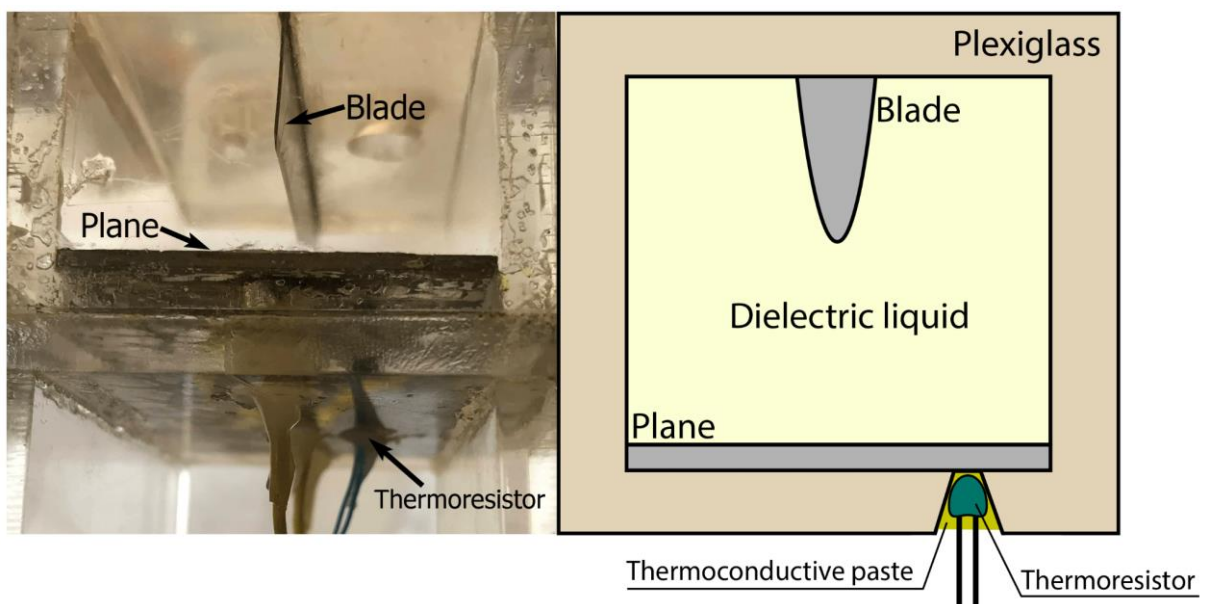


Fig. 2.16 Photograph of the experimental cell and schematic of the cell cross-section.

To ensure the reliability of the obtained experimental data, a thermistor was embedded in the bottom of the experimental cell for constant temperature monitoring of the liquid (Fig. 2.16). It is worth noting that previously, to measure the temperature, the experiment had to be stopped, the thermistor had to be inserted from the top through the cover, and the result recorded. Now, with the presence of EHD mixing, it is possible to register the obtained temperatures.

### 2.3.3.2. “Plane–Six Wires–Plane”

**To study the dependence of the injection function on the electrode configuration while maintaining the same working fluid and electrode material**, an experimental cell with replaceable wire electrodes was assembled, in which stable EHD flows occur (Fig. 2.17).

The experimental model consists of a cover (Fig. 2.17a) and a base (Fig. 2.17b). The cover has six holes through which the wires are stretched. The base is an acrylic cell containing two planes, each divided into three parts. Currents are recorded from the central part, and the outer planes act as guard electrodes (Fig. 2.17c and 2.17d). A feature of this system is the ability to replace wire electrodes, which was used to study the dependence of the injection function on the wire material.

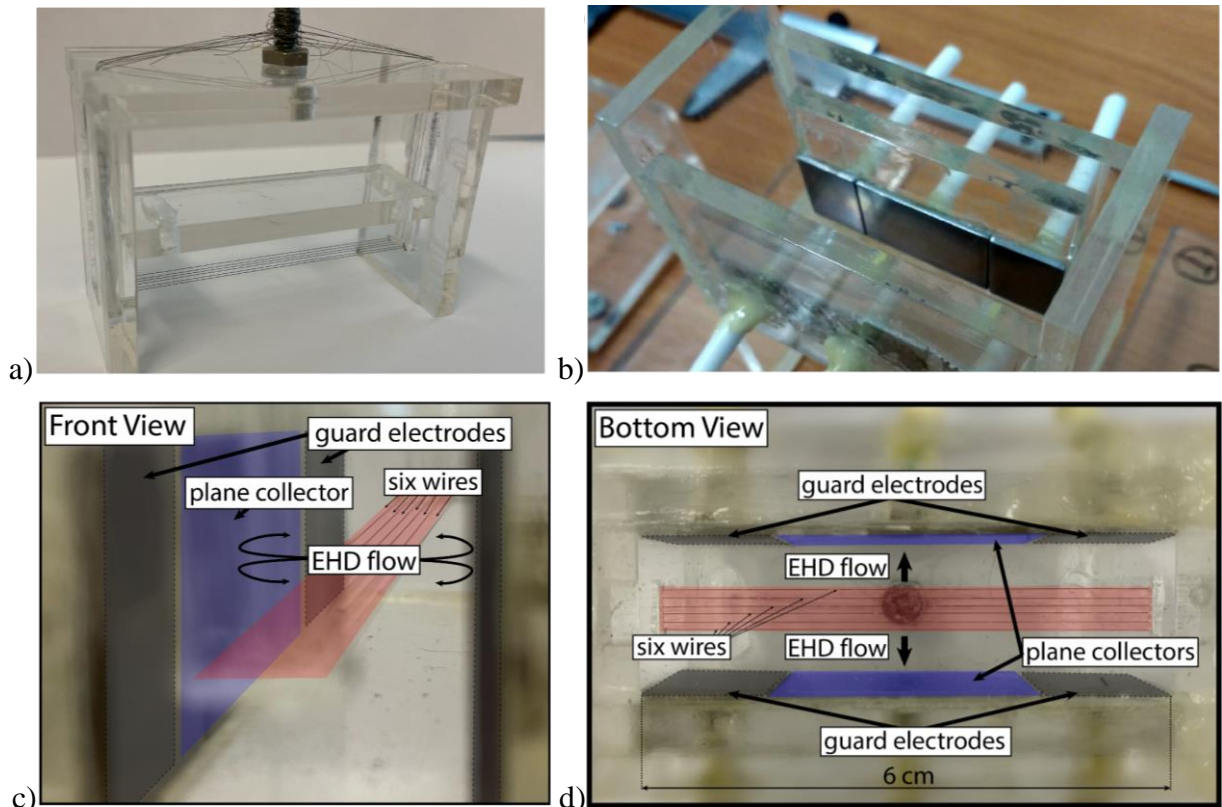


Fig. 2.17 Experimental setup of “plane–six wires–plane”: (a) photograph of the cover, (b) photograph of the base, (c) photograph from the front (with illustrations), and (d) photograph from the bottom (with illustrations).

As the high-voltage wire electrode metal, Nichrome NI80 (Russian GOST X20H80) and stainless steel AISI 304 (Russian GOST 08X18H10) wires were chosen. Nichrome X20H80 is an alloy with the

following composition: C (<0.1%); Si (0.9–1.5%); Mn (<0.7%); S (<0.02%); F (<0.03%); Cr (20–23%); Ni (72.65–79.1); Ti (<0.3%); Al (<0.2%); Fe (<1.5%). The tensile strength of Nichrome is 0.7–0.8 GPa, twice the tensile strength of copper (0.3–0.4 GPa), which justifies the choice of this material. The work function for electron emission from NI80 is  $\approx 4.8$  eV. The chemical composition of stainless steel AISI 304 is: C (<0.08%); Cr (18–20%); Fe (66.345–74%); Mn (<2%); Ni (8–10.5%); P (<0.045%); S (<0.03%); Si (<1%).

### 2.3.3.3. Flow-Through EHD Heat Exchanger “Five Wires–Cylindrical Channel”

This section describes the experimental setup for **investigating the flow-through EHD heat exchanger**. Fig. 2.18 shows an illustration of the experimental cooling system setup. A pump circulates the liquid at a constant flow rate, measured by a flowmeter with an accuracy of  $\pm 0.2$  ml/s. After the liquid flows through and heats up in the test area, it is cooled to the desired temperature in a water-immersed radiator. To simplify the process of filling the closed-loop system, there are two reservoirs.

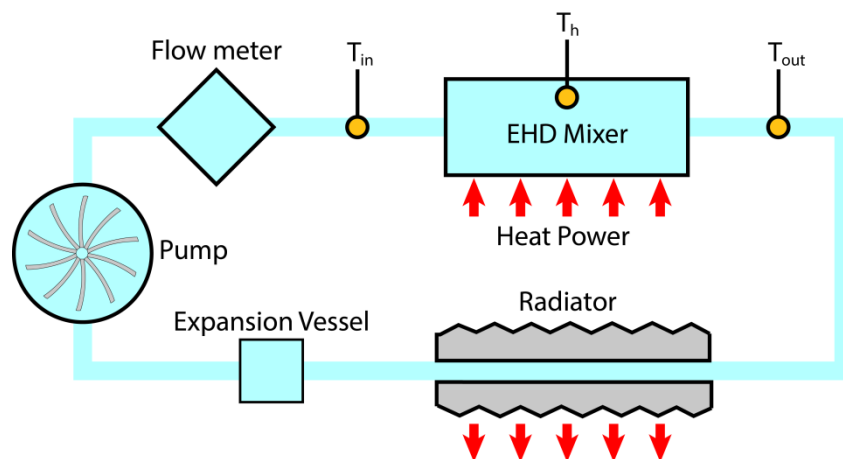


Fig. 2.18 Illustration of the closed-loop cooling system.

The test section is more detailed in Fig. 2.19. A cylindrical channel (6 mm in diameter), through which the liquid flows, is located in a copper block. The lower hole is designed to accommodate a cartridge heater with controllable heat output. High voltage was applied to the system of five wires, i.e., the so-called “wire blade” which was stretched in the cylindrical channel. The copper block was grounded. The inter-electrode gap for the upper and lower wires is 2 mm.

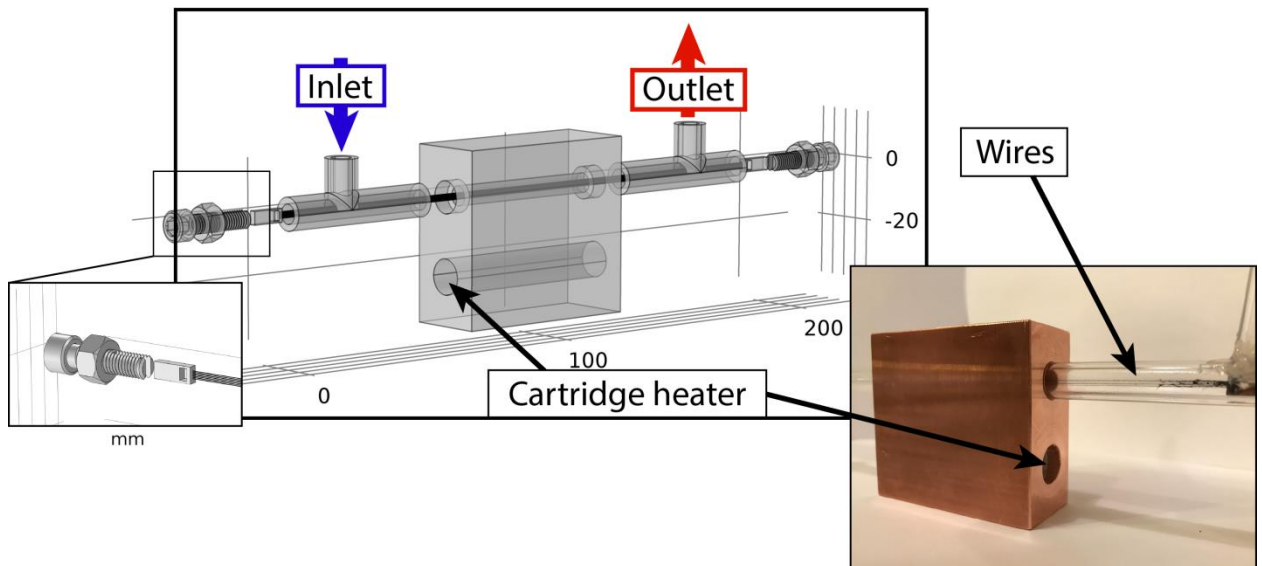


Fig. 2.19 Schematic and photo of the experimental setup for investigating the characteristics of the flow-through EHD heat exchanger.

One of the main criteria that the geometry of the copper block had to meet was the uniform distribution of temperature across the surface of the cylindrical channel. This condition is necessary for further comparison of experimental data with computer modeling—in the computer model, the heater is simulated by specifying a fixed temperature measured in the experiment. Thus, computer modeling was used when designing the experimental setup. Fig. 2.20a shows the geometry and boundary conditions of the calculated heat distribution problem in the copper block due to thermal conductivity. A boundary condition—the release of 15.7 W of power—was set on the surface of the hole where the cartridge heater is located. The temperature was fixed at 60 °C in the corner; this condition is related to the uncertainty of the problem since all boundary conditions are set only on heat fluxes. Fig. 2.20b shows the surface plot of temperature distribution in the copper block section. The temperature difference across the entire model is less than 1 °C. The graph in Fig. 2.20c represents the temperature dependence (in Kelvins) on the path on the channel surface. As can be seen, the temperature difference is less than 0.2 °C, which is an excellent result, allowing the temperature on the channel surface to be considered constant.

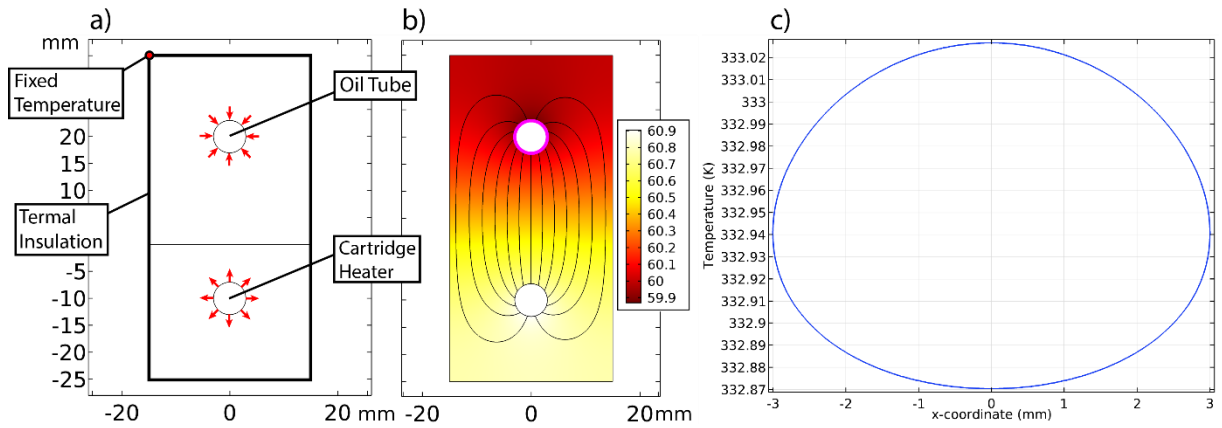


Fig. 2.20 (a) geometry and boundary conditions of the copper block model. (b) temperature distribution in the copper block. (c) graph of temperature distribution along the boundary of the liquid flow channel.

Computer-aided design was also used at the stage of assembling the high-voltage wire system. Due to the fact that current measurements are conducted in this system, the generated EHD flows must be stable, which is a very non-trivial task in the case of wires. To properly select the number of electrodes and inter-electrode distances, computer modeling of EHD flows in the system shown in Fig. 2.21 was carried out. This figure shows only part of the considered geometries: 3 and 5 wires, as well as the ideal but difficult-to-implement-in-practice case—the blade. From the results obtained, it can be concluded that 3 wires do not provide stable flows, and flows in the 5-wire system coincide with flows in the blade-channel system. Thus, the decision was made to use the “five-wire blade”.

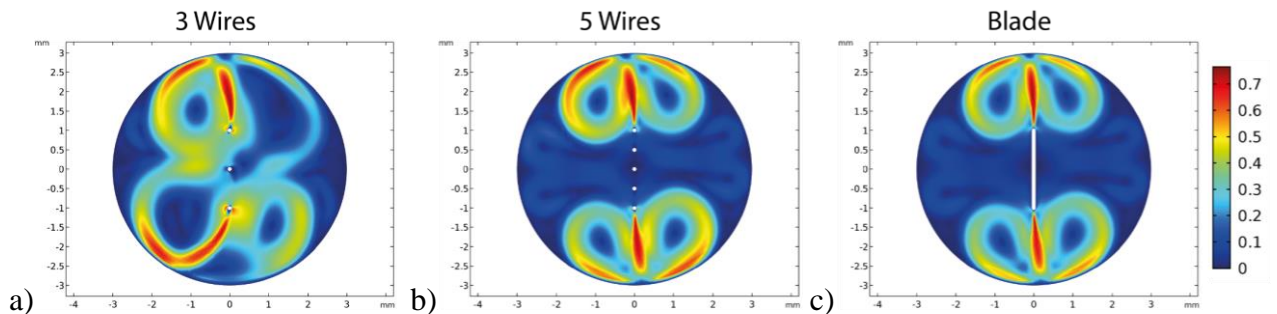


Fig. 2.21. Characteristic velocity distributions obtained when solving the transient problem in systems with 3 (a) and 5 wires (b) and with a blade (c).

The research is divided into two parts: pumping mode without voltage applied to the electrode system and EHD mixing mode. Using thermistors, three main temperatures are measured: the temperature at the entrance to the EHD heat exchanger, at the exit, and directly, the heater temperature (is used as the boundary condition in the computer model 2.2.2.4).

#### 2.3.3.4. “Needle-Cooled Plane”

In an EHD heat dissipation system, an important requirement is **the temporal stability of characteristics**. Furthermore, it is preferable that the main mechanism of high-voltage charge generation

is the Wien effect (due to its theoretically assumed stability over time). The latter condition is realized when the working liquid has a conductivity on the order of  $10^{-8}$  S/m. In a liquid with such high conductivity, when applying voltages of tens of kilovolts, large currents will flow (for EHD, currents on the order of microamperes can already be considered large), which will lead to a noticeable influence of Joule heating when using small closed systems. For example, with a heat release of 1 W (corresponding to 10 kV voltage and a current of 10  $\mu$ A) in a volume of 1 cm<sup>3</sup> per second, the liquid temperature will rise by approximately 0.08 degrees, and in a minute—by 5 degrees, which, according to previously obtained data, can almost double the value of low-voltage conductivity of the liquid. Therefore, ensuring temperature stability during current characteristic measurements to determine the high-voltage stability of the liquid, in which the dominant charge generation mechanism is the Wien effect, is quite problematic. There are two main ways to solve this problem. The first is to use a large-volume experimental cell (more than 100 ml), but even in such large systems, the effect will manifest itself on the scale of hours. The second solution is the design of an experimental cell with enhanced heat dissipation.

Requirements for the experimental cell, where maintaining a fixed temperature and investigating evaporating liquids is possible:

- Minimal Joule heating effect,  $\Delta T$  less than 1 °C
- Hermetic sealing (in case of using volatile bases and additives)
- Presence of a temperature sensor
- High electric field strength,  $E_{\max}$  more than  $10^7$  V/m
- Non-linearity of the current-voltage curve,  $I/I_0 \geq 2$ , where  $I_0$  is the contribution of conductivity (Ohm's law) to the total electric current
- "Chemical inertness" of the housing materials.

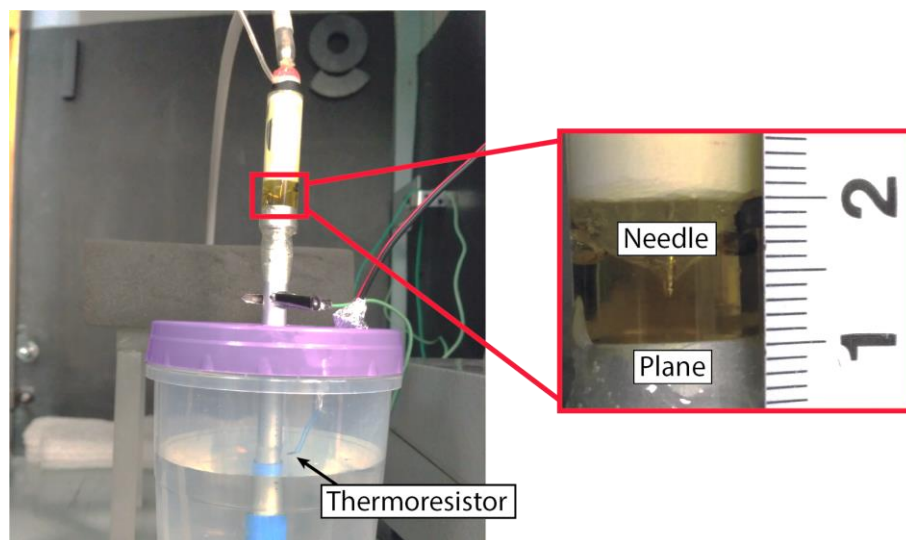


Fig. 2.22 Photograph of the “needle-cooled plane” experimental cell for studying the temporal stability of high-voltage charge generation.

Figure 2.22 shows the assembled experimental cell for measuring current characteristics. It consists of a body made of an organic glass tube, into which a high-voltage electrode—needle—was hermetically placed. An aluminum rod was used as the counter electrode. One end of the rod acted as a grounded plane in the needle–plane electrode system, while the other was placed in a water thermostat. The water temperature was constantly recorded using a thermistor. Geometric characteristics of the cell: rod diameter  $d$ —1 cm; cell length  $L$ —10 cm. With characteristic heat release values (estimated based on current and voltage values), the temperature difference between the ends of the rod is approximately:

$$\Delta T = W \cdot L / S \cdot k = 4 \cdot I \cdot V_0 \cdot L / \pi \cdot d \cdot k = 0.006 \text{ } ^\circ\text{C},$$

where  $I = 1 \text{ } \mu\text{A}$ ,  $V_0 = 10 \text{ kV}$ ,  $k = 204 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ . Thus, the assembled experimental system ensures the isothermicity of the investigated liquid.

#### 2.3.3.5. EHD Pump “Perforated Foil-Coated Dielectric Barriers”

Two sheets of the textolite, laminated with copper on one side (printed circuit board), were used as electrodes in the experiments (copper foil, 28  $\mu\text{m}$ ; textolite, 212  $\mu\text{m}$ ). The conductivity of the electrode isolation (textolite) was negligibly small (lower than  $10^{-13} \text{ S/m}$ ).

Foil-laminated textolite samples were obtained from two batches with identical geometric parameters. In the first batch, holes with a diameter of about 0.53 mm were made using a 0.5 mm drill, and in the second batch—using a 0.6 mm drill, which gave a hole diameter of approximately 0.62 mm.

To fix the inter-electrode gap between the foil-laminated textolite sheets, a 1 mm thick polyethylene terephthalate (PET) spacer with an 8 mm diameter concentric hole was used. The holes in the electrodes and the spacer were aligned with each other. In the EHD pump, electrodes from the same batch with identical hole sizes were always used.

Experimental investigations had two main objectives. The first task was to study the characteristics of the EHD pump with a single hole. For this purpose, electrodes with a hole diameter of 0.62 mm from the same batch were used. Subsequently, these experimental data were compared with computer simulations, which explains the choice of the hole diameter in the computer model—0.62 mm (Fig. 2.9). The second task and accompanying experiments were aimed at investigating the scalability of the EHD pump characteristics. In these studies, electrodes from the other batch with a diameter of 0.53 mm were used (Fig. 2.24).



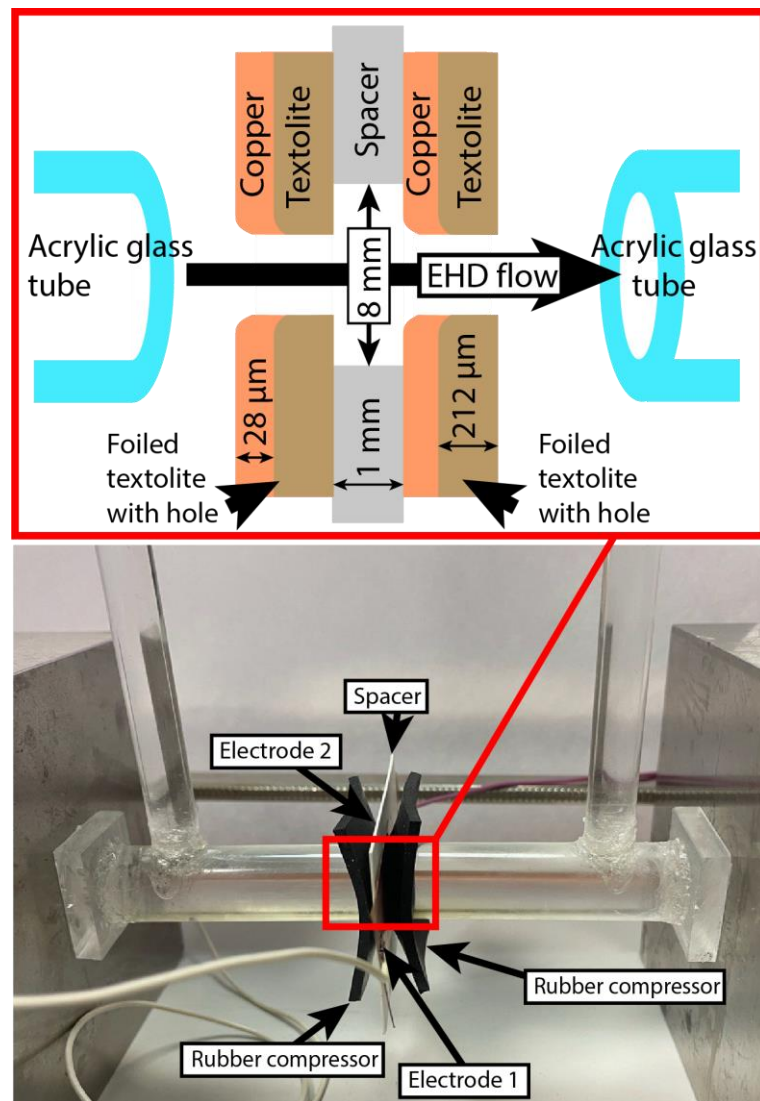


Fig. 2.23 Schematic and photograph of the experimental setup to investigate the characteristics of the EHD pump.

Figure 2.23 shows the setup used to examine the characteristics of the EHD pump. The electrode system was clamped between two angled acrylic glass tubes, with diameters of 25/19 mm (external/internal) and 20/16 mm, that were glued together. The accuracy of liquid level measurements was 1 mm. A rectangular plug was glued on one side of the larger tube, and abutted against the clamping system. The electrodes were fixed between the tubes on their open sides. The vertical acrylic glass tubes were parallel to each other.

The whole system acted as an open U-type liquid manometer to measure the mechanical characteristics of the pump (the pressure and flow rate). The measurements were carried out with applied step voltage. At the initial moment, the liquid columns in the two tubes were in equilibrium at a certain level (since the height of the entire system was 50 cm, the liquid was poured so that the equilibrium level was at 25 cm). After the voltage was applied, the liquid level in one of the pipes began to rise, and using a video camera (240 frames per second), we recorded the dependence of the column height on time ( $h_i$ ,  $t_i$ ). The rate of change in the height of the column was used to determine the speed and, accordingly, the

flow rate corresponding to a given height difference between the columns. Thus, the entire  $Q$ – $P$  characteristic of the pump corresponding to a given voltage value was measured during single measurement. The voltage value changed, and Fig. 5.31 just shows a graph of the dependence of the characteristics on the voltage value.

Since the inner diameter of the vertical tubes was chosen to be quite large (16 mm), the velocity of the liquid column was relatively low and, accordingly, the time during which the column head changed by 5 mm was more than 1 s. In turn, transient processes in the pump itself can be estimated through the charge relaxation time  $\tau_M = \epsilon\epsilon_0/\sigma_0 = 1$  ms. Since the characteristic time of electrophysical processes in the pump is many times less than the time during which the pressure drop has time to change, the data obtained for the dependence of the head height on time can be considered quasi-stationary and correct for representing the pump characteristics on  $Q$ – $P$  (for a specific voltage).

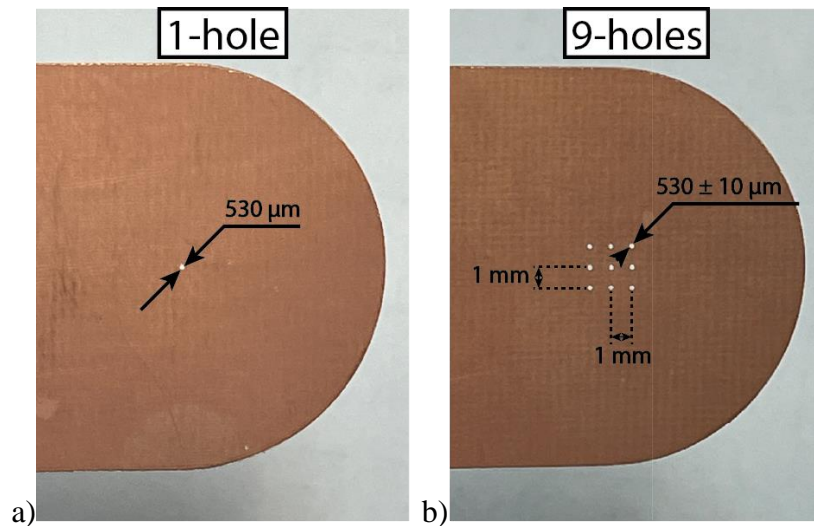


Fig. 2.24 Photographs of electrodes with (a) a single hole and (b) nine holes. The borer used had a diameter of 0.5 mm.

The scalability of the system in terms of the flow rate was investigated in addition to examining the performance of the single-hole pump (Fig. 2.24a). A pair of electrodes, each with nine holes, were used for this (Fig. 2.24b). The drilling equipment and technology were the same as for the single-hole pump. The average diameter of the holes was 530 μm, and the horizontal and vertical distance between the edges of the holes was 1 mm. The applied voltage, current, flow rate, and generated pressure were measured. The liquid (dodecane with 10% Span 85) was filtered before the experiments, and its conductivity and relative permittivity were measured.

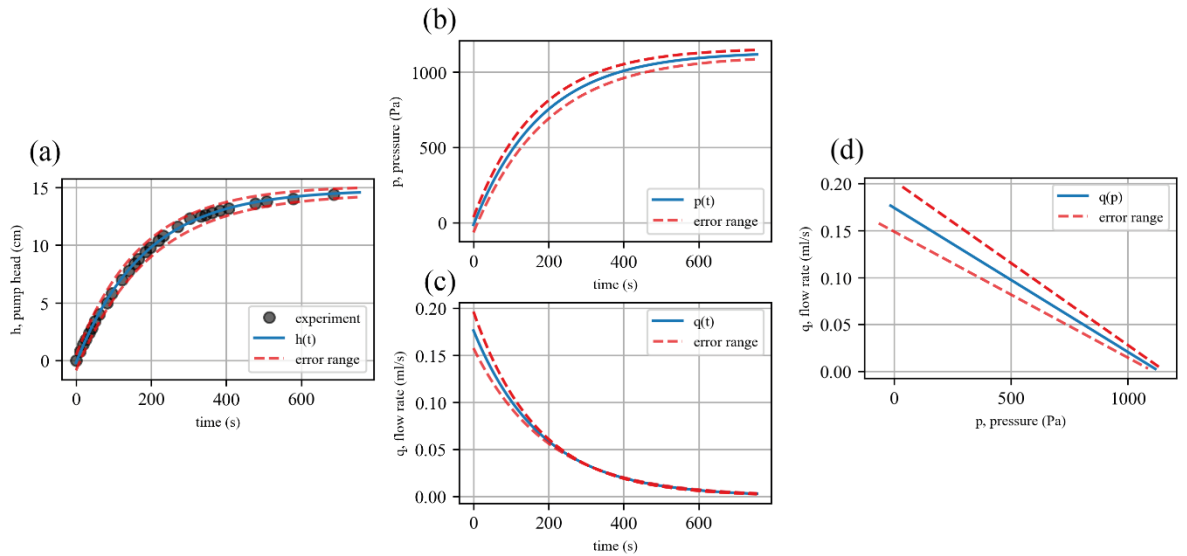


Fig. 2.25 Specifications used to assess pumping performance: (a) Time dependence of the pumping head (experimental and approximated); (b) dependencies of the pressure and (c) the flow rate on time; (d)  $Q$ – $P$  characteristics of the pump at a specific voltage. The red dashed lines correspond to the range of error. The plots correspond to experimental data at 14.1 kV.

To determine the pump characteristics, the instantaneous values of the generated head of the liquid column were measured with the voltage pulse turned on (due to pressure fluctuations, a measurement error of 5 mm was used). The discrete dependence of the head on time ( $h_i, t_i$ ) was approximated by the smooth exponential  $f_{\text{fit}} = Ae^{-Bt} + C$  (Fig. 2.25a). The continuous function describing the dependence of the pumping head on time was then obtained,  $h(t) = H(1 - e^{-t/\tau_H})$ , where  $\tau_H$  is the characteristic time of the process. The parameter  $H$  was the maximal value of the pumping head, and when multiplied by the density of the liquid and the acceleration due to gravity corresponded to the maximum generated pressure  $p_{\text{max}} = \gamma gH$  (Fig. 2.25b).  $g$  was set to  $9.8 \text{ m/s}^2$ . The product of the time derivative of  $h(t)$  and the cross-sectional area of the tube yielded the instantaneous flow rate:  $q(t) = S \frac{dh(t)}{dt}$  (Fig. 2.25c). Thus, a  $Q$ – $P$  characteristic was built for each value of voltage by determining the dependence of the head on time at different voltages (Fig. 2.25d).

### 2.3.4. Working Fluids

Four liquids were used as working fluids (base solution and additive) for experimental and numerical research: polydimethylsiloxane-5 (PDMS-5), transformer oil GK-1700, dodecane with addition of 10% Span 85, and GK-1700 with addition of 23% cyclohexanol (CHL). The main criterion for selecting a fluid for a specific type of research was its low-voltage conductivity, which was experimentally measured in a plane-parallel cell according to GOST 6581-75. PDMS-5, with a negligible low-voltage conductivity value at room temperature  $\sigma_0 = 2.4 \cdot 10^{-12} \text{ S/m}$ , was used to verify the methodology for selecting the injection function (paragraph 3.1), to study the temperature

dependence of current characteristics (paragraph 3.3), and to investigate the characteristics of EHD heat exchangers in both modeling (paragraph 4.1) and experiment (paragraph 4.2). Transformer oil GK-1700, with a borderline low-voltage conductivity value  $\sigma_0 = 1.8 \cdot 10^{-11}$  S/m (noticeable conductivity currents and a significant contribution of injection to the total current), was used to study the temperature dependence of EHD flow structure and surface charge formation on temperature. GK-1700 oil was also used to study the dependence of the injection function on the electrode configuration in the “wire–six wires–plane” cell. For studying EHD systems with a significant contribution of the Wien effect, more conductive fluids were used, which required additional additives to increase the low-voltage conductivity of the liquids. The mixture of dodecane and the surfactant additive Span 85 with a resulting low-voltage conductivity of  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  S/m was used when studying the high-performance EHD pump in the system of foil dielectric barriers with a hole (paragraph 5.2). And GK-1700 with the addition of 23% cyclohexanol  $\sigma_0 = 1.1 \cdot 10^{-8}$  S/m was used to study current characteristics, in which the main contribution was made by the Wien effect, in the “wire–six wires–plane” system. Table 2.1 presents the main properties of the fluids used, measured at room temperature.

Table 2.1 Properties of liquids at room temperature 22.5–23 °C.

Working liquid	$\sigma_0$ , S/m	$\epsilon_r$	$\gamma$ , kg/m <sup>3</sup>	$\eta$ , mPa·s
PDMS-5	$2.4 \cdot 10^{-12}$	2.4	920	5.9
GK-1700	$1.8 \cdot 10^{-11}$	2.2	870	18
Dodecane + 10% Span 85	$8.0 \cdot 10^{-9}$	2.1	770	2.1
GK-1700 + 23% CHL	$1.1 \cdot 10^{-8}$	3.0	890	18

As numerical investigations in this work are always accompanied by a comparison with experimental data, it is crucial to take into account the dependence of fluid properties on temperature, or at least to specify the properties of an isothermal fluid corresponding to the temperature of the experimental investigation (Fig. 2.26).

At the moment, the only non-measurable parameter of the system is the mobility of ions. Its estimation was carried out using equation (2.6), but in computer modeling, its value was necessarily varied by half an order to assess the range of possible values (so-called “parameter shaking”). Thus, for fluid fluids, such as dodecane and PDMS-5, mobility was set as  $b = 3 \cdot 10^{-9}$  to  $10^{-8}$  m<sup>2</sup>/(V·s), and for such a viscous fluid as GK-1700— $b = 3 \cdot 10^{-10}$  to  $1 \cdot 10^{-9}$  m<sup>2</sup>/(V·s).

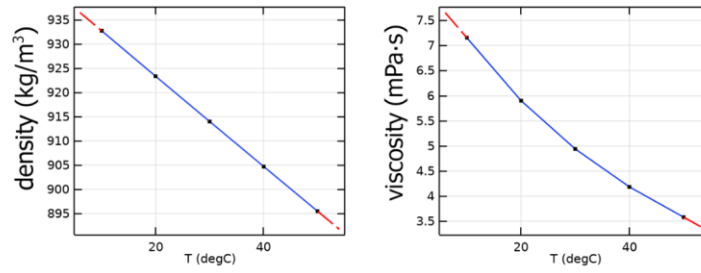
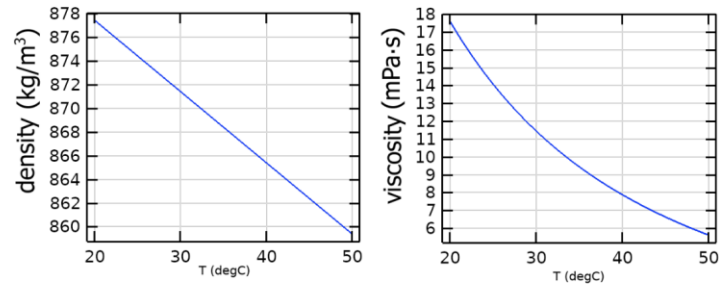
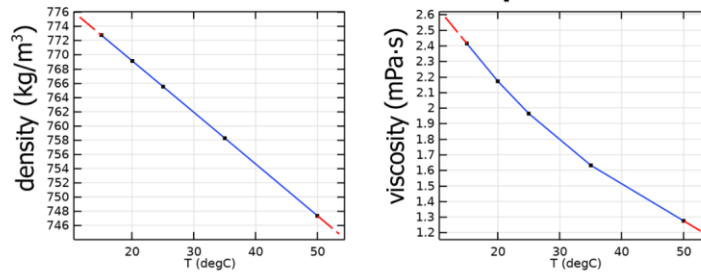
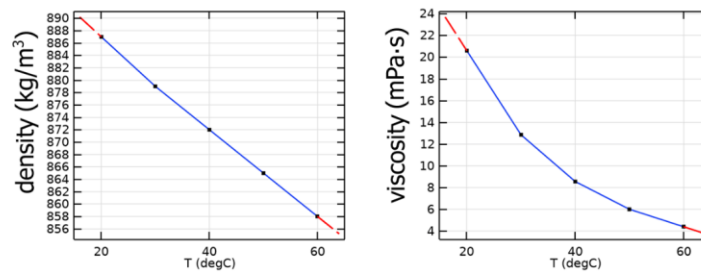
**PDMS-5****GK-1700****Dodecane + 10% Span 85****GK-1700 + 23% CHL**

Fig. 2.26 Dependencies of conductivity and dynamic viscosity for: PDMS-5, GK-1700, dodecane + 10% Span 85, GK-1700 + 23% cyclohexanol.

### **3. Experimental and Numerical Investigation of Surface Charge Formation**

Up to the present moment, the physics of injection charge formation remains complex and largely unclear. Due to difficulties in accurately controlling the chemical composition of liquids and additives, it is virtually impossible to predict the presence or absence of injection and its strength in advance, as well as to provide any correct analytical description. Moreover, there is an issue of “degradation” of the characteristics of injection devices, which also does not lend itself to any mathematical description. Because of this, the development of a combined method for determining the functional dependence of injection current density on the electric field strength for a selected metal–liquid (interface) pair is one of the key problems limiting the possibility of numerical design of EHD heat transfer systems.

#### **3.1. Injection Function Estimation Method**

The main idea of determining the injection function is to select the dependence of the current density on the electrode surface on the electric field strength based on the quantitative comparison of experimental and calculated integral current characteristics. For the latter, dynamic current-voltage characteristics are used. This method of measuring characteristics of high-voltage systems was proposed and extensively studied in the dissertation for the degree of Candidate of Physical and Mathematical Sciences by Sitnikov [164]. One of the main advantages of DCVC is the speed of data collection, as during the time of one modulation, the system properties do not have time to change significantly (liquid temperature), and at the output, a current-voltage characteristic is obtained in a wide range of voltages. The dissertation provides a detailed description of the interpretation of the obtained characteristics in terms of the predominance of various charge formation mechanisms, as well as the injection strength and low-voltage conductivity value. The prospect of using this method for selecting an injection function is also noted, which is implemented in the present dissertation and was published in [165]. To compare the simulation and experiment correctly, the total electric current calculated from the 2D computer model (in Amps/m) was doubled to allow for the reflexive symmetry and multiplied by the actual length of the experimental cell (0.03 m).

The procedure for selecting the injection function consists of a number of consecutive steps. The first one is to obtain experimental DCVCs (Fig. 3.1, step 1). The key requirement here is to use a combination of the liquid and electrode system that allows the typical injection currents to be easily detected against the background of conductivity currents.

Then, the testing injection function is introduced into the computer model, and the DCVCs are calculated on the basis of the set of (2.1)–(2.12) and the Shockley-Ramo theorem [166, 167] also known as the Sato's equation (3.1) [168]. The latter allows finding the total electric current, which is an experimentally measurable quantity, from the current density obtained in computer simulation (Fig. 3.1, step 2):

$$I_{\Sigma} = \int_V (\vec{J}_{\Sigma}, \vec{f}_E) dV, \quad (3.1)$$

where  $\vec{J}_{\Sigma}$  is the vector sum of the volume current densities of all types of ions (taking into account the charge number),  $\vec{f}_E$  is the electric field strength at a potential difference between the electrodes of 1 V and in the absence of volume charge (the weighting electric field).

Then, a comparison of the result obtained in the second step of the methodology with the experimental DCVC and the refinement of the test injection function is carried out. An important point that saves a significant amount of time (since the complete system of EHD equations is numerically solved for several hours) is the method of refining the injection function. After calculating the full system of EHD equations for the corresponding electrodes and liquid, the distribution of the disturbed (taking into account the influence of space charge) electric field is obtained. Based on the calculated electric field, the total current caused only by injection (without a linear segment responsible for dissociation) is calculated:

$$I_{inj} = \int_{\xi} f_{inj} dl, \quad (3.2)$$

where  $I_{inj}$  is the electrical injection current, and  $\xi$  is the contour of the blade electrode surface. In order to perform a more accurate quantitative comparison with experimental data (Fig. 3.1, step 3), the conductivity current needs to be added to the injection current. This process is relatively straightforward, as the addition to the current-voltage characteristic follows a linear function. Subsequently, a new injection function is chosen, and the complete system of EHD equations is calculated using the new injection function as the boundary condition (Fig. 3.1, step 4).

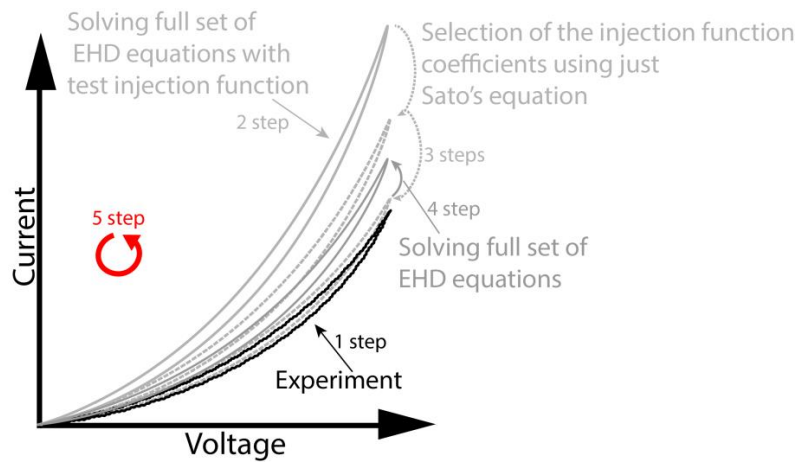


Fig. 3.1 A visual illustration of the step-by-step injection function estimation method:  
 1—obtaining experimental data,  
 2—solving the full system of EHD equations with a test injection function,  
 3—a series of steps illustrating the selection of function parameters when solving equation (3.2) only,  
 4—re-solving the full system of EHD equations,  
 5—repeating the described iterations until the desired dynamic current-voltage characteristic match is achieved.

This procedure is repeated until a match with the desired degree of accuracy is obtained (Fig. 3.1, step 5). Finally, for verification of the results by an independent parameter, chosen as the EHD flow velocity distribution, an experimental study of the velocity field is conducted, and its comparison with the calculated values obtained in the last iteration.

Now, let's apply the methodology described earlier to the selected PDMS-5 liquid and the blade-plane electrode system. Fig. 3.2 shows the experimental and numerical current-voltage characteristics of the blade-plane electrode system in a wide voltage range (approximately up to 27 kV). Positive and negative ramp voltage (rise and drop segments) is applied to the system at hand with the modulation time of 10 seconds. To measure the electric current, the experiment uses the picoammeter and analog-to-digital convertor (acquisition rate 5 kHz). Further, the resulting curve, which consists of 50,000 samples, is smoothed by the moving average filter with a span of 500 samples due to some small fluctuations. In the simulation, the total current was calculated by the current density (3.1) with the help of Sato's equation. The maximum current value attained in the system during the experiment, 300 nA, corresponds to 27 kV and positive polarity on the blade-electrode (Fig. 3.2, curve 1). Upon the polarity inversion, the maximum current markedly drops to the value of 15 nA (Fig. 3.2, curve 2). In view of a significant nonlinearity of the experimental DCVC for positive polarity and such a large difference in the current values after the polarity change, it can be concluded that the current at the positive polarity is determined by the injection. Thus, PDMS-5 and the steel blade-plane electrode system shows a good performance in the implementation of the injection function estimation method.



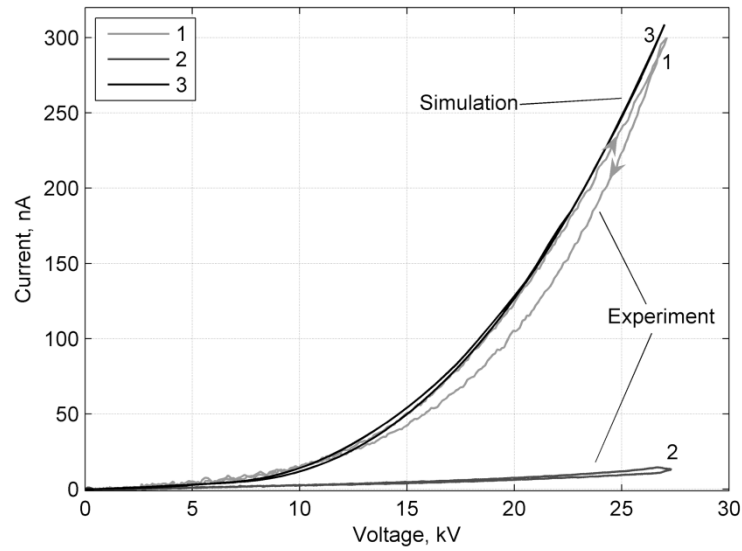


Fig. 3.2 Experimental DCVC for positive (curve 1) and negative (curve 2) polarity as well as DCVC obtained from the simulation with the selected injection function (curve 3).

In Fig. 3.2 (curves 1 and 2), the difference between the direct and reverse branches (the so-called hysteresis) is related to the fact that the system fails to adapt to the dynamically varying voltage, and the liquid accumulates the space charge, which reduces the external electric field and thereby decreases the injection from the high voltage electrode. Therefore, the downward part of the DCVC loop lies below the upward one.

Curve 3 in Fig. 3.2 shows the numerical DCVC obtained at the last iteration of the above method (Fig. 3.1). The estimated injection function has the following form:

$$f_{inj}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.3)$$

where  $\Theta$  is the Heaviside step function and  $E_{st}$  is the threshold value of the electric field. It yields good agreement with the experimental DCVC, when  $A_1 = 5.3 \cdot 10^7$  1/m·V·s,  $A_2 = 0.9 \cdot 10^3$  1/s·V<sup>2</sup> and  $E_{st} = 1.3 \cdot 10^7$  V/m. The function describes two processes: the electrochemical reaction between the electrode metal and the liquid (the first term) and the high-voltage injection (the second term). The first process has no threshold and starts as soon as the electric field appears. The second one has a threshold and becomes active after a certain moment, when the electric field strength in the high voltage electrode exceeds the value of  $E_{st}$ . The only small difference between the calculated and experimentally obtained DCVCs is the absence of the hysteresis in the simulation. It should be noted that the injection function dependence on the electric field was selected to be as simple as possible (in our case, we got a set of linear and quadratic functions). The only minor difference between the calculated and experimentally obtained DCVC is the absence of hysteresis in the former. One possible hypothesis explaining the lack of hysteresis in the modeling, in addition to the classical assumption of overestimated ion mobility, could be the instability of the characteristics for PDMS-5 and a significant decrease in current characteristics over time. This decrease may manifest itself in the descending voltage curve when measuring the DCVC.

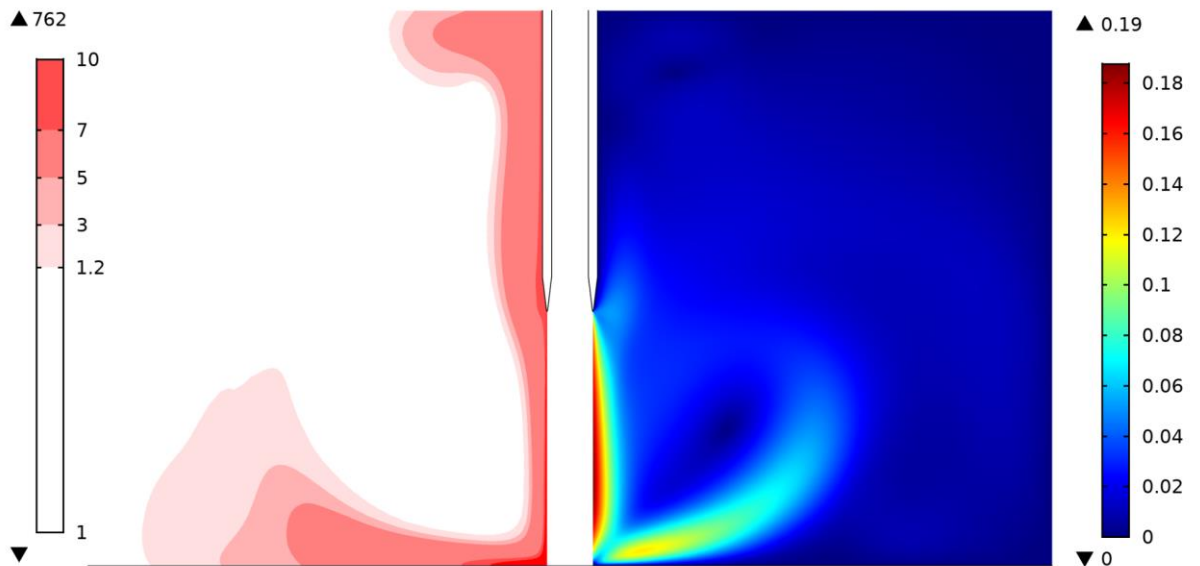


Fig. 3.3. Simulation results using the injection function from (3.3) at the time of 2.4 seconds. Distribution of the normalized (by  $n_0$ ) concentration of injected ions (left) and velocity (right, m/s).

In Fig. 3.3, the numerical simulation results are presented for the  $n_0$ -normalized concentration of injected ions and the vector field of velocity in the blade-plane system at the time of 2.4 seconds, corresponding to 13 kV (simulation was carried out in the DCVC measurement mode). Since the injection function consists of two terms, one of which has a threshold electric field strength for activation, it is possible to divide the distribution areas of positive ions into two: one corresponds to the first term of the injection function with a concentration less than 10 times exceeding the equilibrium concentration, and the other corresponds to the second term, located on the plane of symmetry and an enhancement of more than 100 times (maximum enhancement—762 times). From the velocity distribution graph, it is evident that by the time of 2.4 seconds, the electrohydrodynamic flow already exhibits developed characteristics, and the jet covers the entire inter-electrode gap. The maximum velocity values reach 19 cm/s.

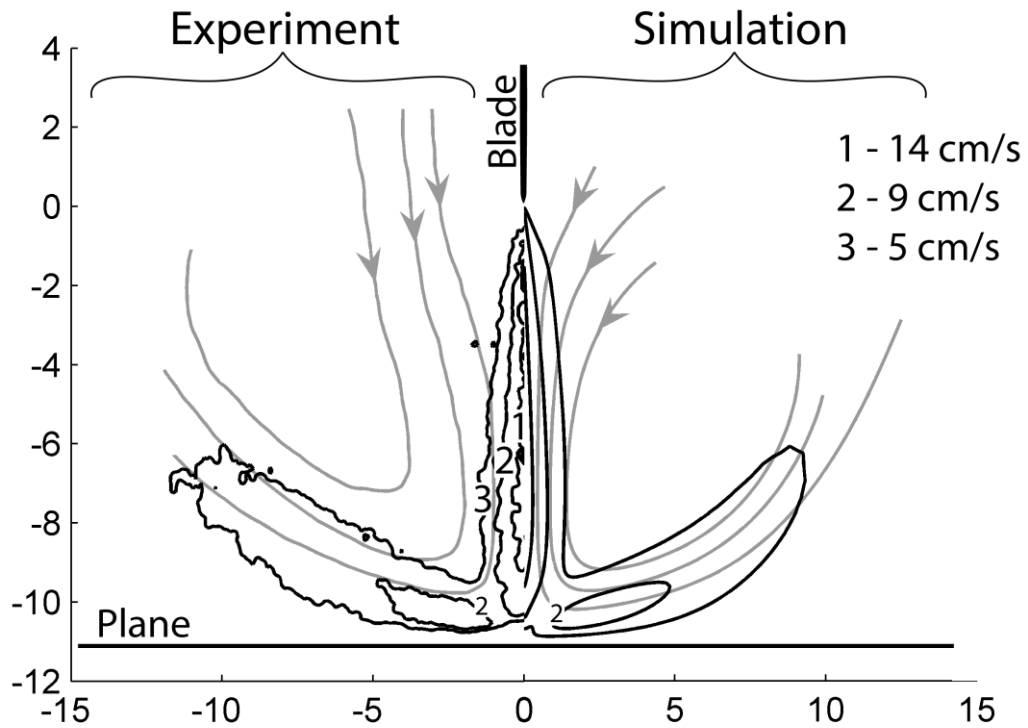


Fig. 3.4. Velocity field distribution in the blade–plane electrode system obtained experimentally (left) and in simulation (right).

To ensure the effectiveness of the methodology, the selected injection function needs to be verified by another independent parameter—the velocity field. To do this, the kinematic structures in the experimental blade–plane cell were measured using laser anemometry. The PIV experiment was conducted under the same conditions as when the current characteristics were recorded, i.e., with a linearly changing voltage. The left part of Fig. 3.4 shows contour lines of velocity obtained in the experiment at 13 kV with black lines. This velocity field was reconstructed from only one pair of frames, so the velocity contours have small fluctuations (using multiple frame pairs was impossible due to the changing voltage mode). Similar velocity contours (14, 9, and 5 cm/s), corresponding to the simulation, are shown on the left side of Fig. 3.4 when the selected injection function (3.3) is used. Grey lines on the left and right sides of Fig. 3.4 illustrate the streamlines of the fluid from the experiment and simulation, respectively. As can be seen, the experimental and calculated data have a very good qualitative correspondence. Thus, the matching velocity distributions allow concluding that the injection function was determined correctly.

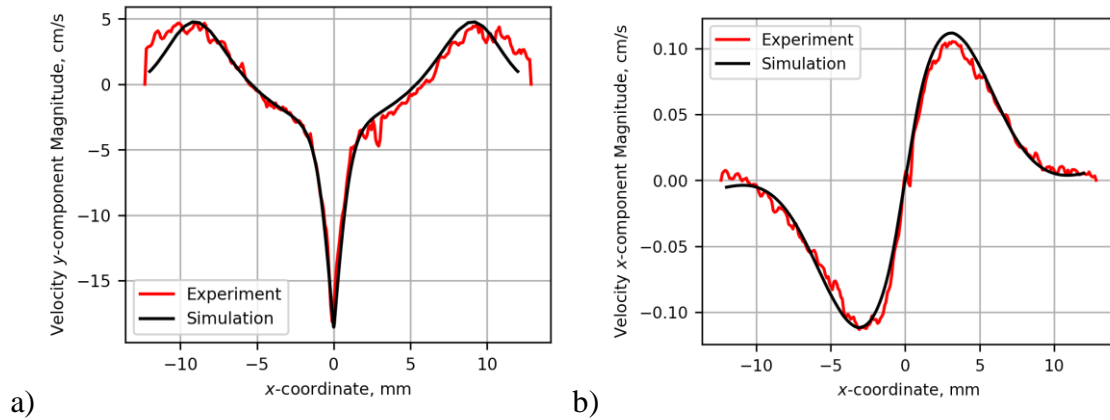


Fig. 3.5. Distribution of experimental and numerical (a)  $y$ - and (b)  $x$ -components of velocity along lines at heights of  $-6.3$  mm and  $-10$  mm.

In addition to contour plots, Fig. 3.5 shows linear plots of the calculated computer model (black curves) and experimentally measured (red curves)  $y$ - and  $x$ -components of velocity along lines at heights of  $-6.3$  mm and  $-10$  mm, respectively. As can be seen, excellent quantitative correspondence has been achieved, even at the velocity maximum in the center of the EHD jet (Fig. 3.5a,  $x = 0$  mm). It is also worth noting that the experimental data have good symmetry, from which it can be concluded that modeling only half of the experimental cell is correct.

### 3.2. Investigation of the Injection Function in the “Plane–Six Wires–Plane” System with Interchangeable Electrodes

The injection function describes the ion formation process on the electrode surface. It is generally accepted that for a fixed pair of electrode metal-liquid, the injection function depends only on the local electric field strength (see, for example, review articles [6, 7]). When there is a methodology for determining the injection function, the missing link for conducting experimental and numerical research on the dependence or independence of the injection function on the electrode configuration is an experimental cell that allows obtaining different electric field distributions on the electrode surface for identical electrode metals. This research is published in paper [169].

The injection function estimation technique was implemented and verified for the blade–plane electrode system as it provides the most stable current characteristics and velocity distributions. Unfortunately, it is not suitable for the study. The process of manufacturing two different blades from the same material is very labor-intensive. The wire electrode may be best suited for such research. Wires are produced in a wide range of diameters and from different materials. However, in the case of a single wire–plane system, the electric field strength distribution on the wire surface is almost uniform. Such a small degree of non-uniformity of the electric field on the high-voltage electrode surface leads to charge emissions from the entire surface, which, in turn, destabilizes the flow and affects the current characteristics [170, 171].

To make EHD flows in the system more stable, a system with two planes and six wires (“p-6w-p”, Fig. 2.17) was assembled. In this case, the system of six electrodes plays the role of a blade—due to shielding, the electric field strength on the surface of the central wires is significantly lower than on the outer ones. Based on computer modeling of the system in a full statement (without considering plane symmetry), confirmation of the stability of the current characteristics of the proposed experimental cell was obtained (Fig. 3.6).

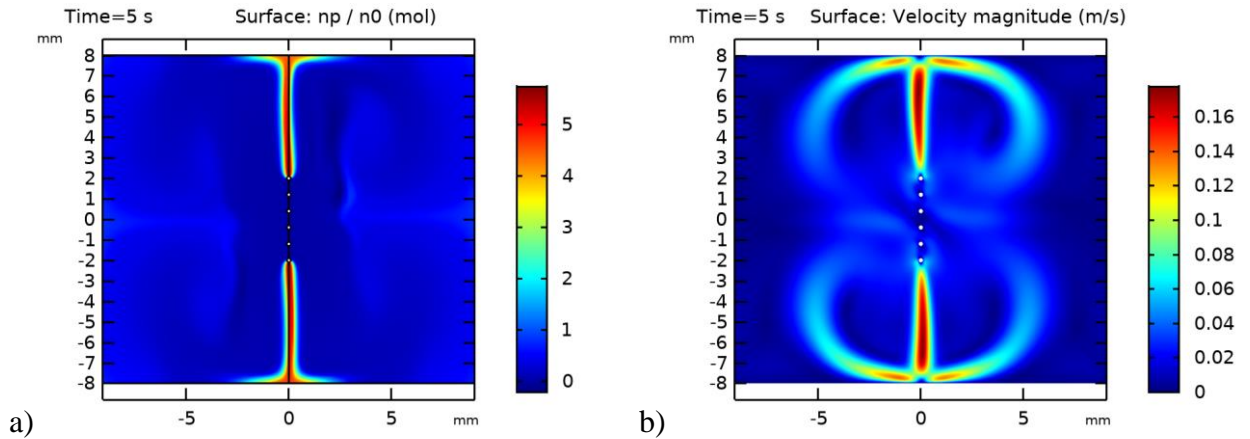


Fig. 3.6 (a) distribution of the ratio of positive ion concentration to equilibrium concentration and (b) velocity field. Liquid properties correspond to dodecane.  $V_0 = 25$  kV.

Charge injection is the function of material and local electric field strength but in a steady-state condition. If characteristics of the system depend on time (which is often mentioned in works devoted to the study of a current passage in liquid dielectrics [172]) injection function for each state of transient process changes. Comparing injection functions estimated for nonstationary data for different electrode configurations is incorrect. Thus, it is important to analyze the system by data where transient processes have been completed and the changes in characteristics are so small that differences in the states of the systems will affect the difference in characteristics by less than 5%.

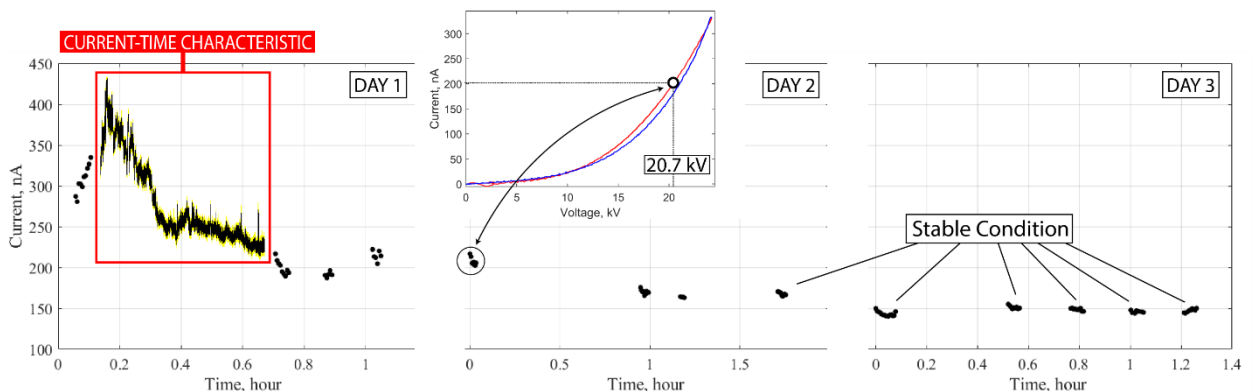


Fig. 3.7  $I$ - $V$  curve slices at 20.7 kV and overlaid current-time characteristic at different moments in time during three days.

To ensure the studied system reaches a steady state, DCVC series measurements were conducted for three days, consisting of linearly increasing and decreasing voltages. During the experiment, the

system was also maintained at a constant voltage, and the corresponding current-time characteristics were recorded. Fig. 3.7 shows the result of measuring the current characteristics for a system with 100  $\mu\text{m}$  diameter nichrome wires and GK-1700 liquid. For clarity, the  $I$ - $V$  curve slices at 20.7 kV and current-time characteristics are overlaid on a single graph. As can be seen, in the initial moment of time, there is an increase from 275 to 400 nA at the maximum, followed by a rather monotonic decrease to 220 nA. After the sharp rise and drop on the first day, the current changes on the second and third days were much less significant. Thus, on the first day, the current fell from its maximum value of 400 nA to 200 nA at 20.7 kV, which is a 50% decrease per day. On the second day, the current dropped from 200 nA to 160 nA, which is a 20% decrease per day. On the third day, the current fell by only 5% from the last value. Therefore, it can be concluded that the injection function can be selected based on the last results obtained on the second day of measurements since the current changes very insignificantly afterward.

Four diameters of nichrome wires in the “p-6w-p” system were studied: 50, 100, 150, and 200  $\mu\text{m}$ . For each of the configurations, experimental reproducible DCVCs were obtained (Fig. 3.8), corresponding to the quasi-stationary state discussed in the previous section. Obtained current characteristics are smooth which allows concluding that there are no side charge emissions and EHD flow is stable.

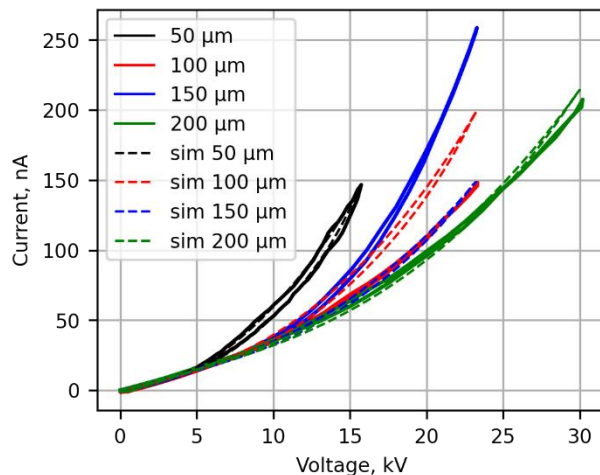


Fig. 3.8 Experimental and numerical DCVCs for 50, 100, 150, and 200  $\mu\text{m}$  nichrome wires. In simulation injection function estimated for 50  $\mu\text{m}$  is used.

The solid curves in Figs. 3.8 correspond to the experimental DCVCs, and the dashed lines are obtained numerically. To investigate the charge injection dependence or independence on electrode configuration computer simulation was performed in the following way. Firstly, the injection function for 50  $\mu\text{m}$  wires was estimated using the technique described in paragraph 3.1. The corresponding calculated DCVC is given in Fig. 3.8 (dashed black curve), and since the choice of the injection function was made providing a good agreement between the calculated and the experimental DCVCs the dashed

and solid black curves are close. Then, the diameters of the electrodes were changed corresponding to 100, 150, and 200  $\mu\text{m}$  (the liquid properties and injection function remained constant). Finally, the computed DCVCs were compared to the experimental ones. The result shows that the injection function estimated for 50  $\mu\text{m}$  corresponds well to the 200  $\mu\text{m}$  configuration since the difference between the dotted and solid green curves is less than 5% at the maximum value. However, the numerical and experimental DCVC for 150  $\mu\text{m}$  and 100  $\mu\text{m}$  significantly differ. In addition, the result is unusual as DCVC for 150  $\mu\text{m}$  lies higher than for 100  $\mu\text{m}$ . Even without conducting computer simulation, it is clear that this cannot be the case with an invariant injection function, as the electric field strength on the surface of a larger radius electrode is lower. The difference in surface areas of electrodes with different diameters has little effect on the total current, as seen from the coincidence of all low-voltage sections (up to 5 kV) in Fig. 3.8. Thus, we can conclude that the injection function for 50 and 200  $\mu\text{m}$  wires poorly describes the electrophysical processes of 100 and 150  $\mu\text{m}$  systems.

The obtained result casts doubt on the assertion of the universality of the injection function for a fixed electrode material and liquid. However, based on such considerations, the injection function for different parts of the same wire coil should also differ, which contradicts the result shown in Fig. 3.9. As the “p–6w–p” system is symmetrical and has two collector electrodes—the left and right planes, Fig. 3.9 shows a comparison of the registered experimental DCVCs from the left and right planes (black dashed and red solid curves). As can be seen, they are identical, from which, firstly, it can be concluded that the injection function is invariant for a rigidly fixed electrode material and liquid, and secondly, the reliability of the experimental data obtained and recorded in the “p–6w–p” system.

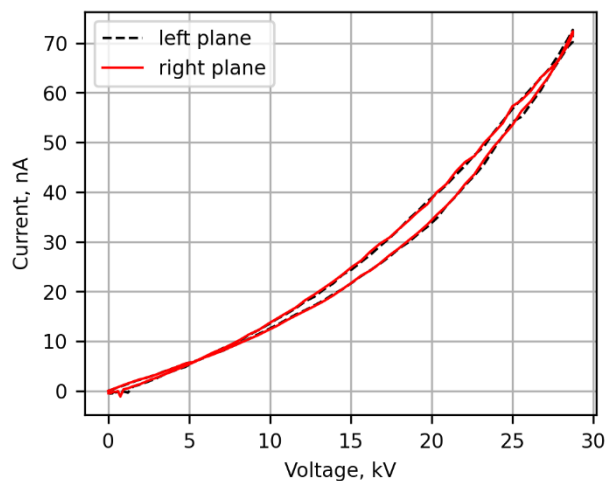


Fig. 3.9 Experimental DCVCs recorded from the left (black dashed curve) and right planes (red solid curve) of “p–6w–p” system.

The observed differences between numerical and experimental DCVCs for 100 and 150  $\mu\text{m}$  (red and blue dashed and solid curves in Fig. 3.8) may be explained by a strong dependence of the injection function on the chemical composition of the metal alloy from which the emitter is made and the influence

of the electrode surface condition. Existing metallurgical standards do not strictly regulate the chemical composition of the metal, and the variation can be 10-15%.

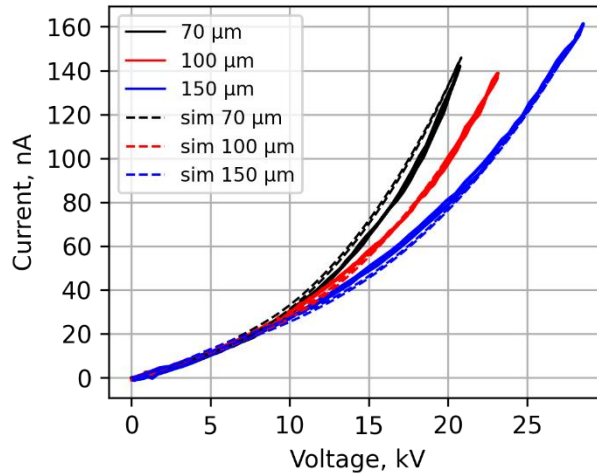


Fig. 3.10 Experimental and numerical DCVC for 70, 100, and 150  $\mu\text{m}$  AISI 304 (stainless steel) wires. In simulation injection function estimated for 100  $\mu\text{m}$  is used.

To expand the experimental base, AISI 304 stainless steel wires with diameters of 70, 100, and 150  $\mu\text{m}$  were investigated. Fig. 3.10 shows the net experimental DCVCs (solid curves), which were recorded under identical external conditions, as evidenced by the coincidence of the low-voltage sections (the DCVC section up to 5 kV). For the 100  $\mu\text{m}$  system, an injection function was selected, which was used as a boundary condition when calculating the 70 and 150  $\mu\text{m}$  systems. The injection function has the following form:

$$f_{\text{inj}}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{\text{st}})^2 \Theta(E - E_{\text{st}}), \quad (3.4)$$

where  $A_1 = 1.5 \cdot 10^8 \text{ 1}/(\text{m} \cdot \text{V} \cdot \text{s})$ ,  $A_2 = 18 \text{ 1}/(\text{s} \cdot \text{V}^2)$ , and  $E_{\text{st}} = 10^7 \text{ V/m}$ . The corresponding calculated DCVCs are shown in Fig. 3.10 (dashed lines), and since the choice of the injection function was made to provide a good agreement between the calculated and experimental DCVCs, the red dashed and solid curves are close. The numerical current characteristics obtained for 70 and 150  $\mu\text{m}$  also have a very good degree of correspondence (difference less than 5%). Based on the obtained results and the previously presented results, it can be concluded that by using the injection function selected in the “p-6w-p” system for a wire with a diameter of 100  $\mu\text{m}$ , it is possible to numerically design an EHD system with different electrode configurations, in this case, the coincidence of the current characteristics for 70 and 150  $\mu\text{m}$  has been proven.

### 3.3. Investigation of the Temperature Dependence of the Injection Function

Investigation of high-voltage current passage dependence on temperature was conducted on the basis of experimental measuring of velocity distributions and integral current-voltage characteristics.



The computer simulation of the complete set of EHD equations was used for further analyzing the obtained results and testing the proposed hypothesis.

The experiment was conducted as follows (published in [173]). The experimental cell, filled with the test liquid, was gradually heated to 60°C, after which the heater was turned off, and the entire system began to slowly cool down. To achieve a uniform temperature distribution in the liquid volume, it was constantly mixed by intense EHD flows. As the cooling progressed, PIV measurements were carried out (recording time less than 10 seconds), followed by DCVC measurements (with a period of 10 or 100 seconds and an amplitude of 24 kV). Due to the high heat capacity of the system, the temperature was maintained constant within 0.5°C during each measurement. Temperature-sensitive resistor fixedly attached under the plane-electrode continuously was measuring the liquid temperature.

In this study, PDMS-5 and GK-1700 were selected for investigation. As mentioned in paragraph 2.3.4, the choice was based on their distinct current passage mechanisms. In the case of PDMS-5, the intrinsic conductivity is negligible compared to the injection current, which simplifies data analysis and interpretation. The temperature dependence of electrical current characteristics allows for a direct conclusion on whether the injection is temperature-dependent or not. On the other hand, GK-1700 is less convenient for comparison, as both injection and dissociation (conductivity) have a comparable impact on the total current. However, it represents a more common and practical situation.

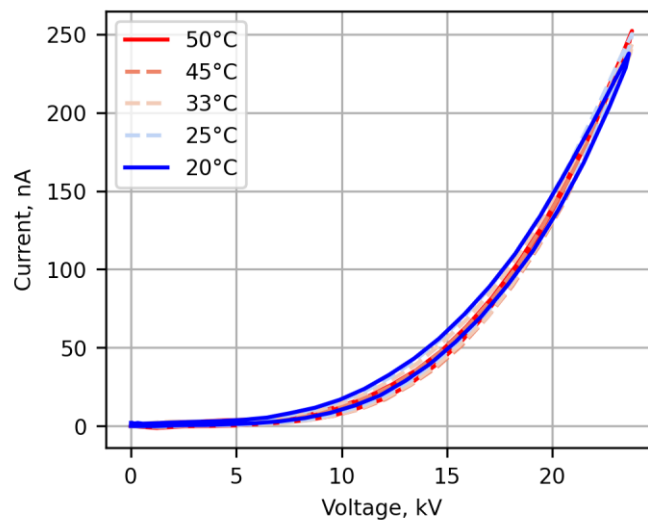


Fig. 3.11 Experimental DCVCs for PDMS-5 at 50, 45, 33, 25, and 20 °C in the blade–plane system.

Figure 3.11 shows the DCVCs in the blade–plane system with PDMS-5 liquid at five different temperatures: 50, 44, 33, 25, and 20 °C. The voltage modulation rate was 4.8 kV/s. Positive polarity was applied to the blade, as it provides an evident high-voltage nonlinear part, that simplifies determining the threshold voltage for injection. The maximum electric current reaches 250 nA at 24 kV (while for negative polarity, it is around 20 nA).

As can be seen, all DCVCs for different temperatures have no linear low-voltage part (0–7 kV) corresponding to dissociation (conduction) processes in liquid. Thus, the conductivity of PDMS-5 remains negligible even at high temperatures. Unlike the low-voltage part, the high-voltage one (10–24 kV) is very strong and nonlinear, which clearly agrees with the current behavior in the case of ion injection. Therefore, based on the obtained DCVCs for PDMS-5, it can be unambiguously concluded that the injection charge formation prevails and it is possible to estimate the dependence of the injection function on temperature. Since in Fig. 3.11 all curves are barely distinguishable (difference <5% relative to the maximum value), the injection function for this metal–liquid pair (steel–PDMS-5) can be considered independent of temperature, even though this hypothesis is based only on experimental data.

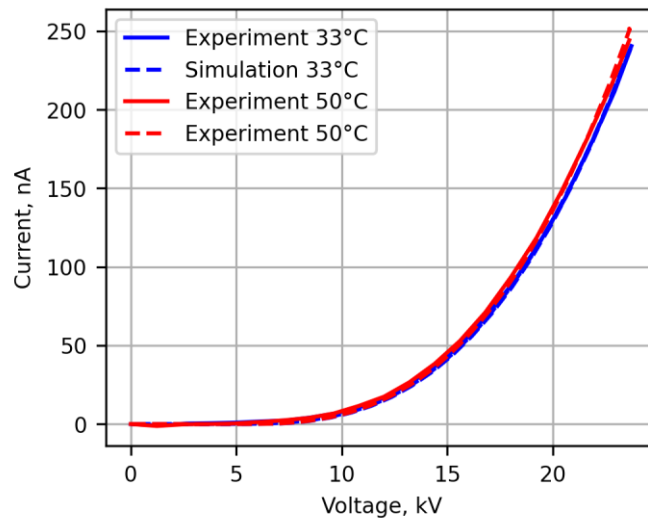


Fig. 3.12 Numerical (dashed) and experimental (solid) ascending branches of DCVCs for PDMS-5 in the blade–plane system at 33 (blue) and 50 °C (red).

From the perspective of changes in hydrodynamic properties with temperature (viscosity, density, and mobility), the result in Fig. 3.11 is unexpected. To answer the question of injection function dependence on temperature, it is necessary to complement the study with computer simulation. Fig. 3.12 shows numerically calculated current-voltage characteristics for 33 and 50 °C together with experimental data (ascending branches of DCVCs). The injection function was selected for the “cold” liquid, as can be seen from the graph, as the blue solid and dashed lines completely match. The chosen injection function has the following form:

$$f_{inj}(E) = A_I(E - E_{st})^3 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.5)$$

where  $A_I = 0.46 \text{ 1}/(\text{m}\cdot\text{V}\cdot\text{s})$  and  $E_{st} = 1.1\cdot 10^7 \text{ V/m}$ . This injection function was used when modeling the numerical  $I$ – $V$  characteristics for the “hot” liquid (Fig. 3.12, red dashed curve), where the properties of the liquid (density, viscosity, mobility) were substituted corresponding to 50 °C. As can be seen, the numerical and experimental current characteristics for the “hot” liquid almost completely coincide. Starting from 21.5 kV, the numerical DCVCs begin to go above the experimental ones and reach a

maximum difference of 4% at the maximum voltage of 23.6 kV. From the obtained result, it can be concluded that the injection function increases slightly with increasing temperature; however, since this change is less than 5%, it can be neglected in the computer model.

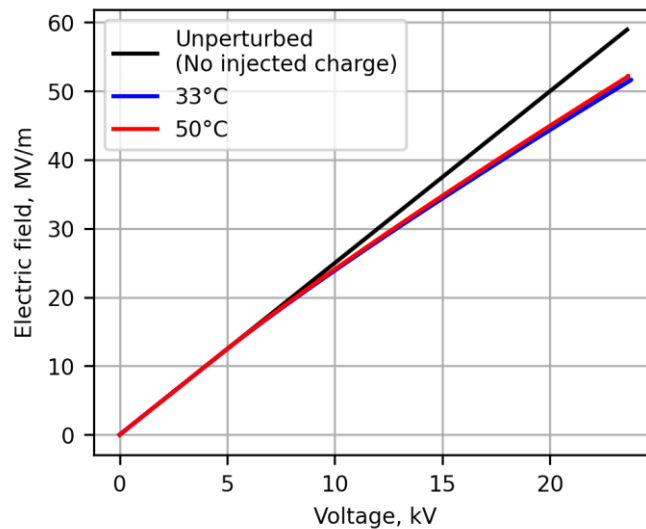


Fig. 3.13 Dependence of the maximum electric field strength in the blade–plane system (blade tip) on the applied voltage for the “cold” (blue curve) and “hot” (red curve) liquid, taking into account the injected charge, and the undisturbed by space charge electric field (black curve).

The very weak dependence of current characteristics on the properties of the liquid (Fig. 3.11 and 3.12), especially on ion mobility, is explained by the very weak screening of the electric field by the injected charge. Fig. 3.13 shows the dependence of the electric field strength at the blade tip on the voltage applied to the system. Red and blue curves correspond to the liquid properties at 33 and 55 °C, and the black curve characterizes the unperturbed by space charge electric field. As can be seen, the presence of injected charge slightly screens the electric field (less than 10%). Changes in the properties of the liquid have practically no effect on the degree of electric field screening (weak difference between blue and red curves in Fig. 3.13), which explains such a weak dependence of the obtained experimental and numerical current characteristics on the liquid temperature.

Next, consider a more general case when the dielectric liquid has a relatively high low-voltage conductivity value, which causes current passage due to both injection and dissociation mechanisms. Consequently, when the temperature changes, the DCVCs may change due to injection, dissociation, or even the combined effect of these factors. The corresponding case was experimentally investigated using transformer oil GK-1700 as an example. The experimentally observed current characteristics are presented in Fig. 3.14.

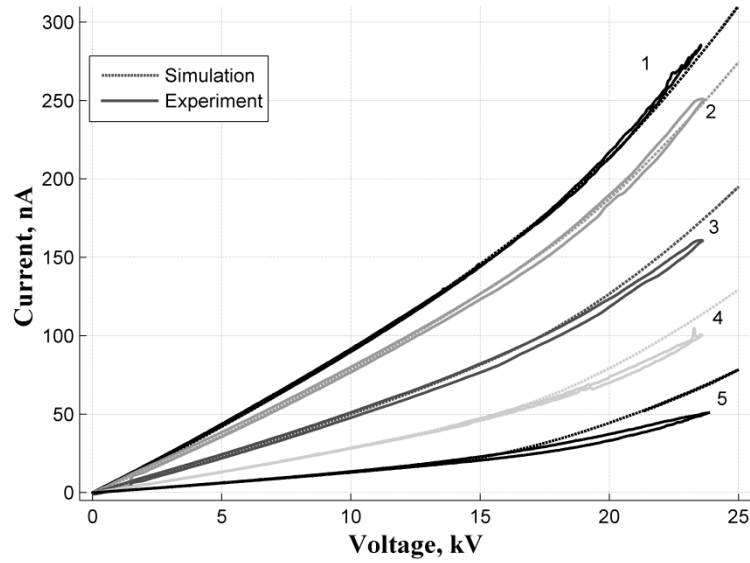


Fig. 3.14 Experimental (solid lines) and numerical (dashed lines) DCVCs for transformer oil GK-1700 at 54 (No. 1), 49 (No. 2), 39 (No. 3), 29 (No. 4), and 19° C (No. 5).

The liquid temperature was varied in the range from 19 to 54 °C. The observed characteristics have both linear and nonlinear parts, where the former significantly increases with temperature. The increase is due to the enhancement of dissociation rate intensity and ion mobility with temperature. However, the change in the high-voltage (nonlinear) region is not obvious, and computer modeling was used to analyze the temperature effect on the injection intensity. The calculations were performed as follows. First, the injection function was fitted using the methodology described in section 3.1 for one temperature value (for 54 °C):

$$f_{inj} = A_1(E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st}), \quad (3.6)$$

where  $A_1 = 9.7 \cdot 10^2 \text{ 1/s} \cdot \text{V}^2$  and  $E_{st} = 2.8 \cdot 10^7 \text{ V/m}$ . The corresponding calculated DCVC is shown in Fig. 3.14 (dashed line 1), and since the choice of injection function is based on the correspondence between experimental and numerical currents, the solid and dashed curves No.1 coincide. The correctness of the chosen injection function is also confirmed further when comparing kinematic structures. After fitting expression (3.6), all liquid properties, except for the injection function itself, were changed to correspond to other temperatures. The problem was recalculated with updated input data. Thus, it was assumed that surface charge formation does not depend on temperature. Finally, the calculated DCVCs were compared with the experimental ones. The calculation results show that the numerical characteristics for lower temperatures slightly exceed the experimental ones, and consequently, ion injection weakly depends on temperature, specifically, it increases with its growth.

To obtain a complete set of data on the study of temperature dependence of high-voltage current passage, the investigation of transformer oil was supplemented with measurements of kinematic structures (Fig. 3.15). Moreover, the latter were carried out immediately after recording the DCVCs for complete correspondence of current characteristics and velocity fields. Fig. 3.15 shows the results

recorded at 54 °C and 19 °C, corresponding to the most and least heated liquid (Fig. 3.14, experimental curves No. 1 and No. 5). Black curves represent velocity contours with values recorded in the dark area of the blade, while gray curves visualize the streamlines of the liquid.

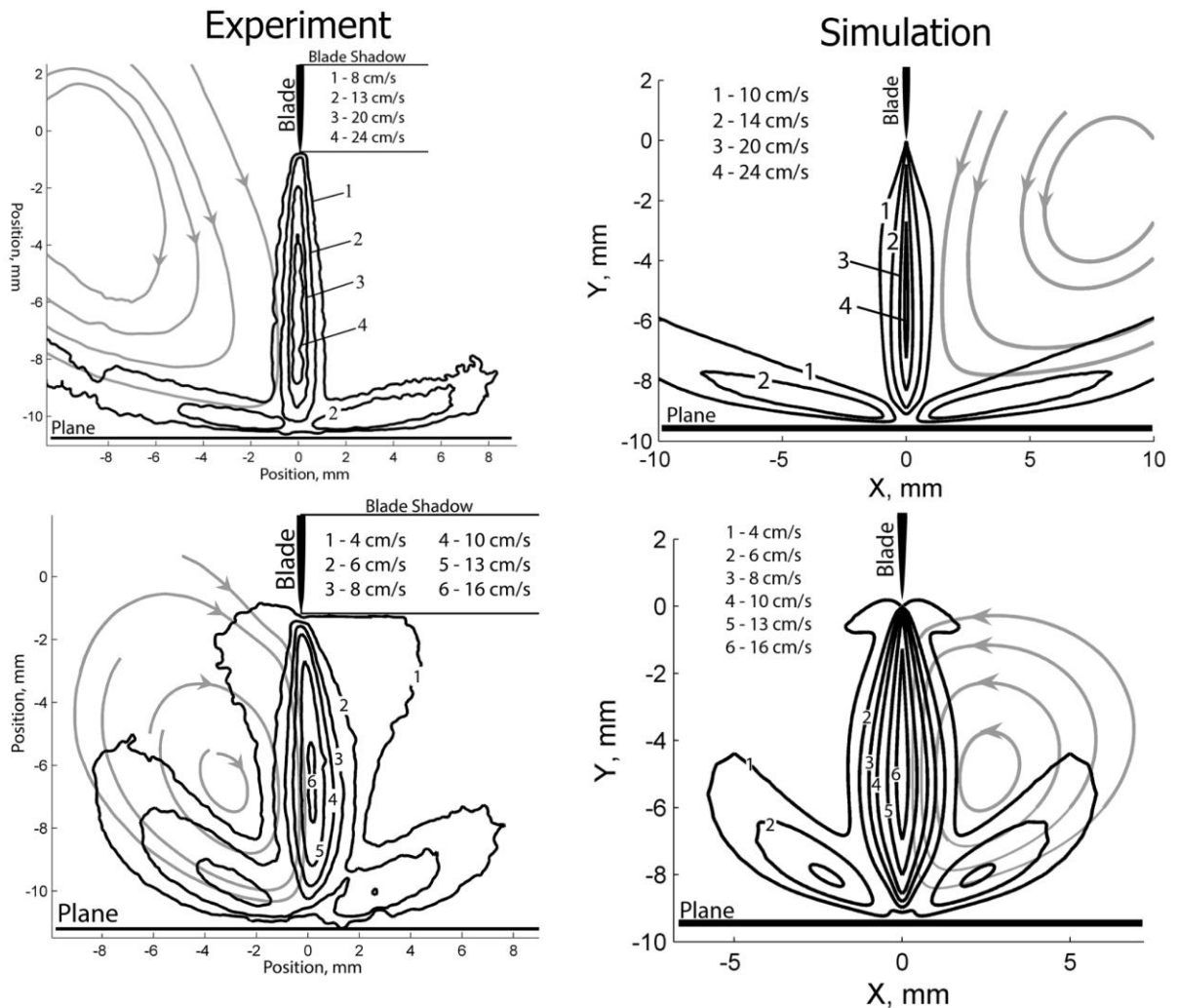


Fig. 3.15 Experimental (left) and numerical (right) velocity fields of GK-1700 obtained for 54 (top) and 19 °C (bottom). Applied voltage +20 kV.

The difference between the structures and values of EHD flow at 54 and 19 °C is clearly noticeable in the thickness of the main jet, the positions of the vortex centers, and the degree of spreading along the plane. For the “hot” liquid, the jet is thinner and spreads better along the counter-electrode surface than in other cases. Moreover, the maximum flow velocity increased from 16 to 25 cm/s with a temperature rise of 35 °C.

Similar velocity field distributions were also obtained from computer modeling (Fig. 3.15, right). The best correspondence is achieved for the “hot” liquid, as the injection function was specifically fitted for it. The result for the “cold” liquid also has a very good agreement with PIV measurement. Thus, it can be concluded that the injection function chosen for 54 °C provides an excellent match of the structure and values of EHD-flows for other temperatures.

## Conclusions for this Chapter

The method for determining the injection function through the comparison of numerical and experimental current-voltage characteristics represents a realistic approach for the quantitative estimation of the injection function. Velocity fields obtained in simulation using the fitted injection function for the blade–plane system and PDMS-5 liquid show good agreement with experimentally recorded EHD flows.

The injection function is sensitive to changes in the configuration and composition of the electrode-emitter. It is insufficient to regulate the electrode material only according to metallurgical standards. The injection function for the same metal may differ. The difference in the injection function for 100 and 150  $\mu\text{m}$  nichrome wires amounted to 30 and 40%. The injection function for the same batch yields reproducible results (left and right planes registered the same current). The injection function must be determined for each individual batch of the metal–liquid pair.

As a result of the study, it was found that temperature affects current characteristics and the structure of EHD-flows, at least in the case of combined action of injection and dissociation charge formation mechanisms. For PDMS-5 and GK-1700, it was found that as the temperature increases, the injection function grows by up to 5 and 30%, respectively. However, based on the velocity field data, it can be assumed that the change in the injection function with temperature has a weak influence on the comparison of numerical and experimental EHD-flows (less than 10% with a temperature change of 30 °C) and can be neglected.

## 4. Methodology for Modeling EHD Heat Exchanger

In the previous chapter, we discussed in detail the problem of numerical description of electrohydrodynamic flows induced by surface charge generation mechanisms. A methodology for selecting the injection function was proposed and verified, which accurately described the velocity field of EHD flows, as well as the dependencies of the injection function on temperature and electrode configuration. The next important task, the solution of which will bring us closer to the possibilities of numerical design of EHD heat removal systems, is to propose a method for assessing the characteristics of EHD heat exchangers. Realistic configurations are very resource-intensive for calculations in computer models, as they assume a 3D setup due to the presence of EHD mixing and pumping in the external circuit. In this chapter, a simplified methodology for calculating and evaluating the characteristics of EHD heat exchangers will be proposed. The methodology will be verified numerically on a 3D model and experimentally.

### 4.1. Simplified Modeling Methodology for Flow-Through EHD Heat Exchangers

Calculating the EHD heat exchanger is an extremely resource-intensive task. It involves solving the EHD equation system, supplemented with the heat transfer equation and relationships for system parameters (2.1)–(2.13) in a 3D setup, as it concerns a realistic system where the heater and cooler are located in different volumes of a closed loop. Nevertheless, the 3D setup of this problem can be simplified by considering mixing only in the section perpendicular to the direction of the external pumping, assuming that the interaction between the two types of flows is minimal. This research is presented in [174].

Let us consider the results of computer simulation of electroconvection in the blade–plane system in a 2D setup. In paragraph 2.2.2.3, Figure 2.5 shows the geometry and boundary conditions of the computer model.  $f_{inj}(E)$  is the injection function (3.1) that was obtained in paragraph 3.1 for the interface between steel and polydimethylsiloxane-5. All properties of the modeled medium also correspond to PDMS-5 and are provided in paragraph 2.3.3.6.

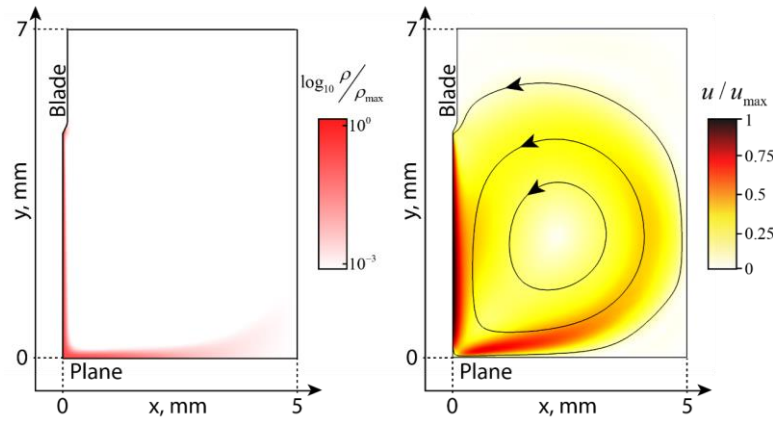


Fig. 4.1 Contour plots of the space charge distribution and velocity fields with streamlines,  $\rho_{\max} = 1 \text{ C/m}^3$ ,  $u_{\max} = 1.1 \text{ m/s}$ .

Figure 4.1 shows the space charge and velocity fields obtained at  $V_0 = 25 \text{ kV}$ . Injection mainly occurs near the blade tip, leading to a very thin EHD flow jet. The maximum space charge reaches a value of  $1 \text{ C/m}^3$ , resulting in very intense EHD flows with velocities of around  $1 \text{ m/s}$ . It is worth noting that a significant portion of the energy consumption in the closed-loop EHD heat exchanger system is due to the circulation of the fluid; therefore, its intensity should be minimized to avoid reducing efficiency. If mixing is not employed in the flow-through heat exchanger, increasing heat dissipation is primarily possible only by increasing the intensity of the external pumping. However, in the latter case, only a thin layer of fluid is heated, and most of the fluid flows out unheated. On the other hand, with EHD mixing, the fluid is almost completely heated, ensuring high heat dissipation even with low external flow intensity. Thus, the use of EHD flows allows for a reduction in the intensity of fluid circulation in the closed-loop.

In turn, experimental studies on EHD heat dissipation systems found that the average pumping speed was several  $\text{cm/s}$  [121, 175, 176]. Therefore, the overall flow structure is a superposition of two almost independent flows. In this case, the complete three-dimensional model (with a steady-state distribution) can be replaced by a two-dimensional one (with a transient solution), where time  $t$  corresponds to the displacement along the axis of the channel pumping at a distance  $z = u_0 t$  (here  $u_0$  is the average pumping speed). Figure 4.2 shows an illustration of the transition from a 3D stationary problem to a 2D transient one. The red and green planes correspond to different moments in time of the 2D problem calculation. The applicability of this approach is described as follows. On the one hand, the characteristic time for the fluid to complete one revolution (in the transverse section) due to electroconvection should be much less than the time required for the fluid to pass through the entire heater. This means that the EHD flow velocity should be much higher than the average external pumping speed. On the other hand, the overall flow must be laminar (i.e., the Reynolds number should be less than 2000) to avoid mixing the fluid due to turbulence. However, the latter constraint is quite flexible,



as the application of electroconvection is useful when there is no other way (in particular, turbulent) to mix the non-isothermal fluid.

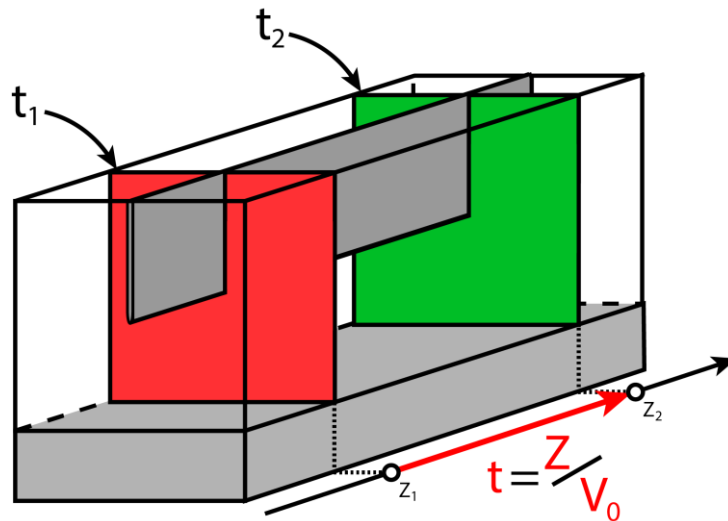


Fig. 4.2. Illustration of replacing the 3D stationary model with a 2D transient one.

It is worth noting that the two-dimensional transient problem (with two degrees of freedom  $\{x, y\}$  and time dependence) is significantly less resource-intensive than the three-dimensional stationary one (with three degrees of freedom  $\{x, y, z\}$ ) for the following reasons. First and foremost, the time and memory volume required to solve the problem using the finite element method grow proportionally to the square of the number of degrees of freedom (in terms of numerical methods) [177]. That is, one time step in a two-dimensional problem requires approximately  $l^2$  times less time (where  $l$  is the number of finite element model nodes along the  $z$  axis in 3D) and memory size than calculating one iteration for the corresponding three-dimensional problem. Consequently, the total computational time for the two-dimensional problem with  $m$  time steps is at least  $l^2/m$  less than for the three-dimensional stationary case.

Since the main objective of this study is to assess the efficiency of an EHD heat exchanger with a longitudinal electrode configuration, which can practically be implemented in a 2D setup, the primary task is to justify the possibility of replacing the 3D stationary problem with a 2D transient one by comparing the results obtained in both models. However, the problem is so resource-intensive that even a single calculation of the EHD system of equations appears to be practically unfeasible. Therefore, to perform calculations in the three-dimensional case, it is proposed to compare two simplified computer models in the first stage (Fig. 2.5 in Section 2.2.2.3). That is, to solve only the heat transfer and hydrodynamics equations (2.1)–(2.2) and (2.13), where the Coulomb force acting on the charge is replaced by the application area of a fixed volumetric force. This approach has been previously used for modeling isothermal EHD flows [44] and has yielded quite acceptable results. Although such a modeling method cannot aid in device design, it can be used to compare the results of calculations for 2D and 3D models.

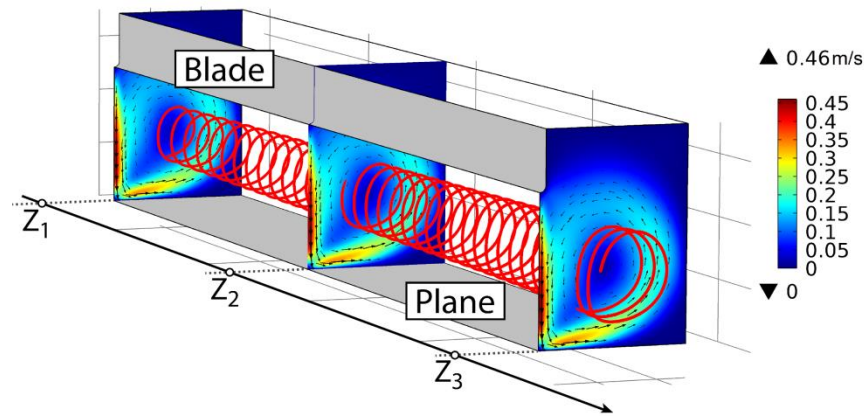


Fig. 4.3 Velocity distribution in three sections of the 3D model and fluid streamlines (red curve).

Let's move on to considering the contour plots of velocity and temperature distribution obtained in the model, as well as line graphs, which allow us to analyze the comparability of the two models—2D and 3D. To illustrate the overall structure of flows in the EHD heat exchanger, Fig. 4.3 presents the velocity fields and streamline sections in the 3D model, corresponding to different  $z$  coordinates. First and foremost, it is worth noting the helical shape of the fluid streamline, which is explained by the interaction of two flows—pumping along the blade and EHD flow directed from the blade to the plane (heater). In fact, the central part of the vortex moves faster than the periphery, which is due to the presence not only of the EHD flow field, but also of the Poiseuille flow in the cross section of the heat exchanger; the latter results from the fact that the no-slip condition is set on the walls. This is expected to be a major reason for possible differences between the 2D and the 3D models.

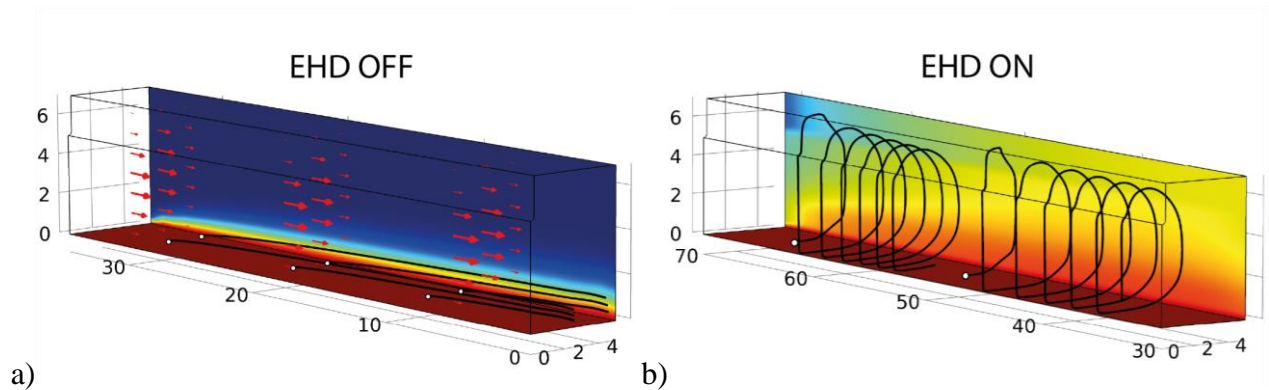


Fig. 4.4 (a) temperature distribution on the walls of the EHD heat exchanger without mixing and (b) with mixing and heat flow lines (black lines).

Fig. 4.4 shows the temperature distribution on the heater and the outer wall of the EHD heat exchanger in the absence and presence of mixing, simulating EHD flow. In the first case, due to the thermal conductivity, the liquid manages to heat up only in a thin layer adjacent to the heater. When mixing is turned on, a convective heat transfer mechanism is added to the conductive one, and as seen from the figures, the degree of liquid heating significantly increases and, accordingly, so does the heat

dissipation power (in this case, it is limited only by the heat capacity of the liquid volume in the EHD heat exchanger).

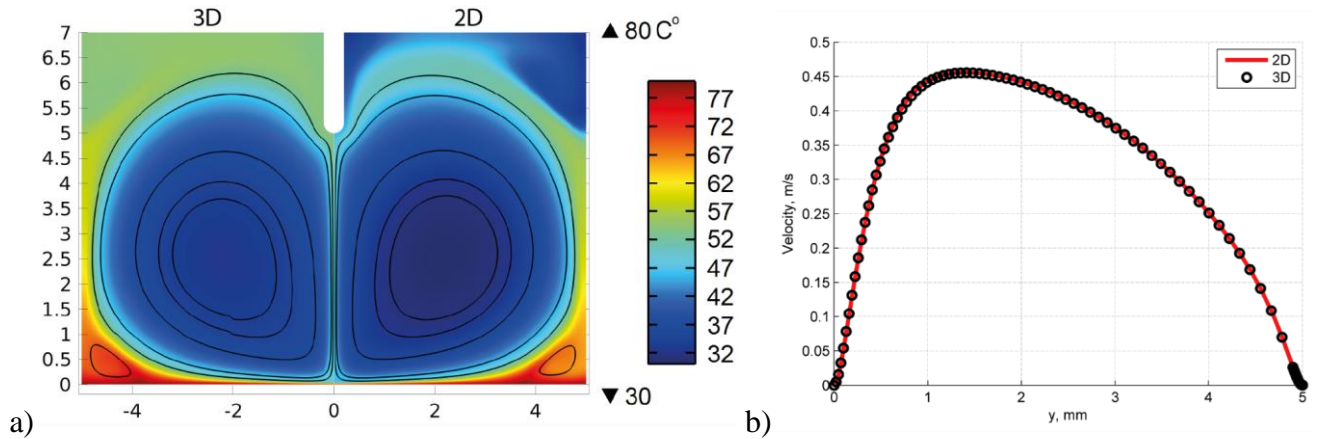


Fig. 4.5 (a) contour plot of temperature distribution at  $z = 20$  mm in the section of the 3D model (left) and  $\Delta t = 2$  seconds time moment of the 2D task (right) and black flow lines. (b) dependence of speed modulus on the  $y$ -coordinate in the jet from the blade to the plane in the 3D and 2D tasks.

To compare results between models, it is important to relate the solution in the  $z$  section of the 3D model and the solution at time  $t$  in 2D. This question can be easily answered by associating the  $z$  coordinate of the analyzed section of the heat exchanger with the average pumping speed of the liquid  $u_0$ :  $t_\lambda = z_\lambda / u_0$ , where  $\lambda$  corresponds to different cross-sections. Thus, Fig. 4.5a presents a contour plot of temperature distribution and liquid flow lines corresponding to the 3D section of the task at  $z = 20$  mm (left) and time moment  $t = 20 \text{ mm} / 10 \text{ mm/s} = 2 \text{ s}$  (right). The line graph (Fig. 4.5b) provides a comparison of the speed modulus along the flow jet from the blade to the heater, which is characterized by a high degree of correspondence between the velocity fields in these two models. The temperature distributions near the heater are also quite comparable, but the results near the upper wall in these two models differ. The discrepancy is explained by the presence of the aforementioned Poiseuille profile in the three-dimensional case, which cannot be taken into account in the two-dimensional problem setting. The liquid near the walls moves slower, allowing it more time to heat up due to thermal conductivity.

Despite differences between local temperature distributions, the main quantitative parameter that allows evaluating the correctness of replacing the 3D/2D model is the dissipated thermal power. The calculation of the latter in the three-dimensional case is straightforward and is presented in the form of the following integral:

$$W_{3D} = \iint_S q_\perp dS, \quad (4.1)$$

where  $q_\perp$  is the normal component of the heat flow,  $S$  is the area of the heater. In the two-dimensional case, an analogous physical quantity can be obtained from the following considerations:

$$W_{2D} = \iint_S q_\perp(t) dS(t) = \iint_S q_\perp(t) dz(t) dx = \int_0^X \int_{t_s}^{t_{end}} q_\perp(t) u_0 dt dx, \quad (4.2)$$

where  $X$  is the width of the model and  $t_{end} = Z/u_0$ , where  $Z$  is the length of the 3D model.

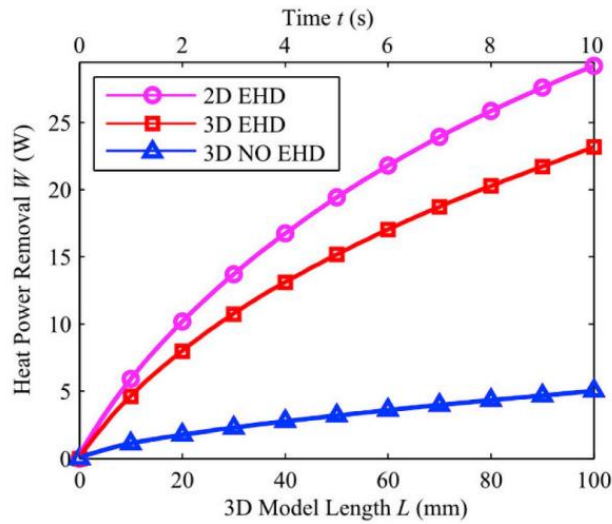


Fig. 4.6 Dependence of heat dissipation power on length in the 3D model (with and without mixing) and time in the 2D model.

Figure 4.6 presents a comparison of the values from equations (4.1) and (4.2) depending on the length of the 3D model (and, correspondingly, the calculation time in 2D), as well as a power curve of heat dissipation for 3D model without volumetric force, i.e., only with external pumping (Fig. 4.4a). The growth of these curves shows that the longer the heat exchanger, the more power is dissipated, which is quite understandable since the heater area  $S$  increases. The curves for the three-dimensional and two-dimensional models with volumetric force differ by approximately 10%, which is a completely acceptable result, as transitioning to a 2D model reduces the calculation time by hundreds of times. The calculation time for the 2D problem is 1 min 28 s, and for the 3D one, it is 2 hours 30 mins. In turn, the transitional two-dimensional task allows investigating the EHD-heat exchanger in full set-up even taking into account temperature dependencies of electrophysical properties, which is very difficult to perform in the 3D model. Moreover, the presence of EHD mixing enhances heat dissipation (almost by an order of magnitude) compared to the case without electroconvection.

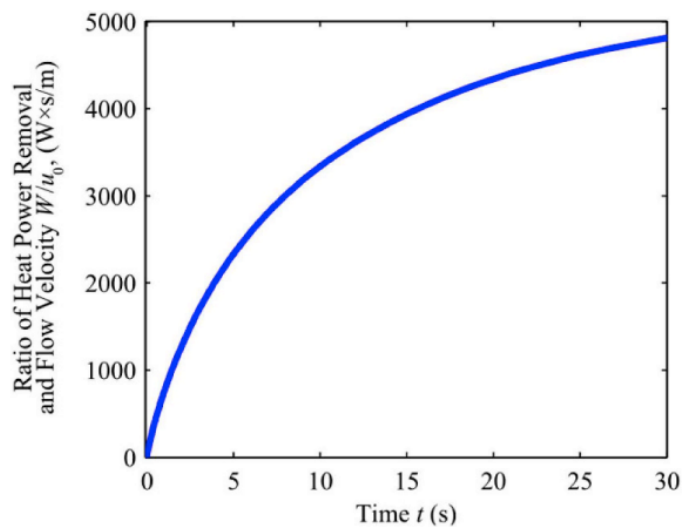


Fig. 4.7 Dependence of heat dissipation power on calculation time in the two-dimensional model.

Finally, Fig. 4.7 presents an evaluation of the characteristics of the flow-type EHD heat exchanger, which was obtained using the complete set of EHD equations (2.1)–(2.13) (taking into account electrostatics and ion transport) and the 2D transitional set-up modeling method ( $V_0 = 25$  kV,  $u_0 = 1$  cm/s). The injection function was set equal to  $f_{inj}(E) = A_1 E + A_2 (E - E_{st})^2 \Theta(E - E_{st})$ , where  $A_1 = 5.3 \cdot 10^7$  1/(m·V·s),  $A_2 = 0.9 \cdot 10^3$  1/(V<sup>2</sup>·s), and  $E_{st} = 1.3 \cdot 10^7$  V/m. The curve shows the dependence of the ratio of the total power of heat dissipation and the average speed of the external flow on the time of liquid flow along the heater for a given configuration of the EHD heat exchanger and properties of the liquid. The data can be easily used to estimate the length of the mixing area to achieve the desired performance. For example, if it is necessary to dissipate 100 W of heat and it is possible to provide liquid pumping at a speed of 5 cm/s (i.e.,  $W/u_0 = 2000$  W·s/m), then the time of liquid flow along the heater should be about 4 s, which provides the length of the EHD heat exchanger of 20 cm.

## 4.2. Validation of the Generalized Methodology for EHD Heat Exchanger Design

This section discusses the validation of the previously introduced methodology for simplified modeling of an EHD heat exchanger, along with the methodology for selecting the injection function based on experimental data obtained in a closed loop EHD heat dissipation system. The experimental model for the experimental and numerical study of the EHD heat exchanger is presented in Fig. 2.18 and Fig. 2.19 in Section 2.3.3.3. PDMS-5 was used as the working fluid (properties in Section 2.3.3.6).

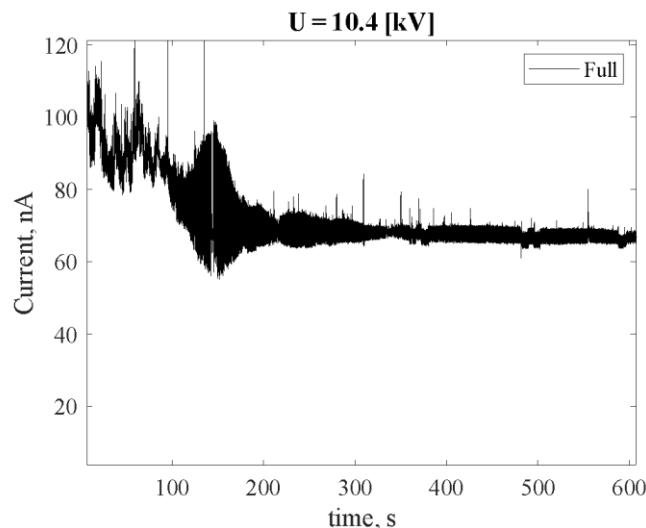


Fig. 4.8 Current-time characteristic of the EHD heat exchanger. Measurements were made before the start of recording temperature characteristics.

As previously demonstrated in the section on the study of the injection function (Section 3.2), EHD systems, in which the injection charge formation mechanism is dominant, are characterized by instability of characteristics. Therefore, firstly, before conducting temperature measurements, it is

necessary to achieve repeatability of data on current characteristics. Fig. 4.8 shows the current-time characteristic of the system under study. As can be seen, during the first 200 seconds, transient processes took place, after which the system reached a steady state. At 10.4 kV, the steady state value equals 70 nA.

With constant power, the heat dissipation power depends on the heating of the fluid. The more the coolant is heated, the more the heater cools down. In pumping mode, the fluid flows along the channel in the copper block and is heated only by the mechanism of thermal conductivity. When EHD mixing is present, a convective mechanism of heat transfer is added to the conductive one, which improves the heating of the fluid. Accordingly, the results presented in Table 4.1 show that when EHD mixing is turned on, the heater temperature decreases by 21.7 °C.

Table 4.1 Temperature measurements in the EHD heat exchanger.

	$T_h, ^\circ\text{C}$	$T_{in}, ^\circ\text{C}$	$T_{out}, ^\circ\text{C}$	$T_{out-calc}, ^\circ\text{C}$
<b>EHD OFF</b>	64.8	26.5	29.6	32.8
<b>EHD ON</b>	43.1	27.1	30.9	33.4

Taking into account the law of energy conservation in the tested section, the expression  $C_p \cdot \rho \cdot Q \cdot (T_{out} - T_{in})$  should be equal to the input thermal power of 15.7 W. However, there was a discrepancy; the calculated dissipated power differed for the case without EHD mixing—7.7 W, and when voltage was applied to the electrodes—9.5 W. Assuming that heat losses in the EHD heat exchanger due to thick insulating walls are negligibly small, and the temperature measurements at the entrance are correct (as there is enough time for the fluid temperature to become uniform across the cross-section of the pipe), the only reason for the difference can be incorrect temperature measurements at the outlet from the mixer. The latter was most likely incorrect, as the temperature distribution in the cross-section is non-uniform, which will be shown below in Fig. 4.10, and accordingly, the thermistor in the experiment measured not the average temperature of the fluid in the section at the outlet, but the average temperature of the fluid flowing around it. The latter is also confirmed by a significant difference in the lower side of the measured heat dissipation power in the mode without and with EHD mixing. Since the average temperature of the fluid at the outlet of the EHD heat exchanger is an important parameter for further comparison with the computer model, it was decided to calculate the temperature of the outgoing fluid based on the law of energy conservation and the assumption of the accuracy of the temperature measurement at the entrance. The following results are shown in column 4 of Table 4.1, and it is they that will be compared with computer modeling  $T_{out-calc}$ .

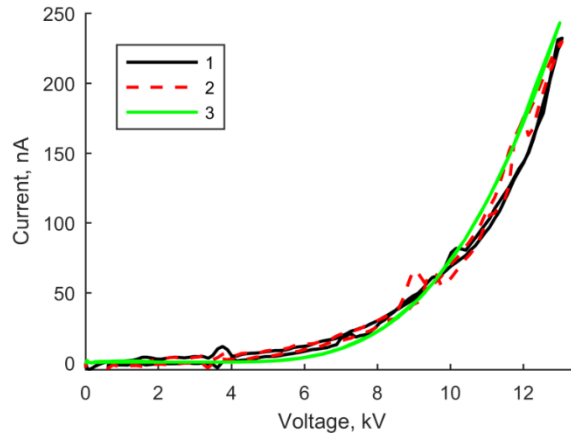


Fig. 4.9 Experimental DCVCs before (curve 1) and after temperature measurements (curve 2) as well as DCVC obtained in the simulation (curve 3).

Figure 4.9 shows the experimental current characteristics before (curve 1) and after (curve 2) temperature measurements. A negative voltage with an amplitude of 13 kV was applied to the wire system. The maximum current value achieved in the system during the experiment is 235 nA at 13 kV. Curves 1 and 2, as can be seen, correspond well to each other, so the system demonstrates reproducibility, and the injection function selected based on these curves will describe the physical processes of ion generation in the copper block channel. Curve 3 in Fig. 4.9 corresponds to the numerical DCVC obtained in the last iteration of the injection function selection method (described in paragraph 3.1). The function has the following form:

$$f_{inj}(E) = A_1(E - E_{st})^3 \Theta(E - E_{st}), \quad (4.3)$$

where the correspondence is achieved at  $A_1 = 2.3 \cdot 10^6 \text{ m/sV}^3$  and  $E_{st} = 1.3 \cdot 10^7 \text{ V/m}$ .

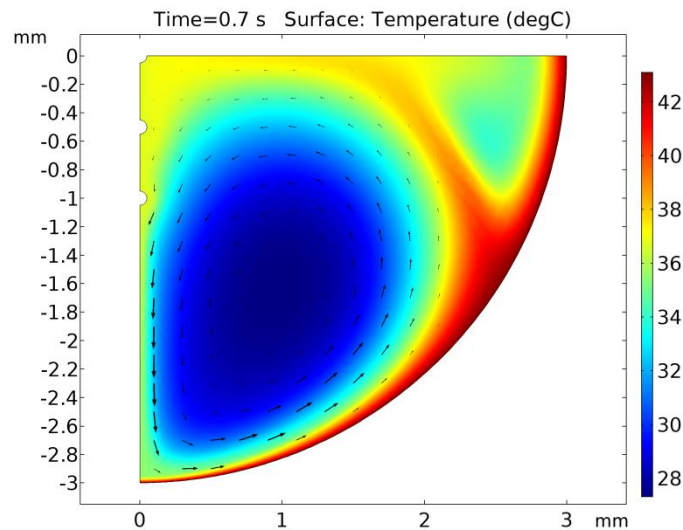


Fig. 4.10 Temperature distribution from computer model at time 0.7 s (corresponding to the end of the channel).

Let's move on to comparing the temperature characteristics in the numerical model and the experiment. The previously presented method for modeling flow EHD systems in a 2D transitional setting (paragraph 4.1) was used to calculate the EHD heat exchanger, where time and coordinate along

the pumping direction are related by  $z = u_0 \cdot t$ . The fluid is pumped through the system at a flow rate of 2 ml/s and, accordingly, an average speed of 7.1 cm/s. It takes an average of 0.7 seconds for the fluid to flow through the channel. This time corresponds to the end of the cylindrical channel (length 50 mm) in the 2D transitional problem. Figure 4.10 shows the temperature distribution in the cross-section at the moment of outflow from the channel. The initial fluid temperature and heater temperature correspond to  $T_{in}$  and  $T_h$  in Table 4.1. Thus, the average temperature at the fluid outlet in modeling represents the average temperature in Fig. 4.10 and is 33.5 °C. The comparison of experimental and numerical data for the EHD heat exchanger showed a very close correspondence:  $T_{out-cal} = 33.4$  °C,  $T_{out-sim} = 33.5$  °C.

## Conclusions for this Chapter

The main objective of the section was the experimental verification of the entire set of methods used in the design of the EHD heat exchanger. The results include mechanical, thermal, and importantly, electrophysical measurements. Therefore, the experimental data obtained provide a sufficient basis for a quantitative assessment of the effectiveness of the flow-type EHD heat exchanger system.

Despite the difficulties with the experiment setup and the inevitable fixed errors of numerical approaches (selection of the injection function and 2D transitional modeling of a 3D stationary problem), the comparison of thermal power in computer modeling and the experiment agrees very well (the difference is less than 10%). Nevertheless, it would be desirable to supplement the model with accounting for temperature dependencies of the properties of the liquid and ions, which would make it more justified.



## 5. EHD pump

The pump is an integral part of the heat dissipation system, ensuring the circulation of the coolant in a closed loop between the heater and the heat dissipator. In the case of a unified EHD heat dissipation system, the use of an EHD pump is most promising to maintain the concept of no moving parts, which generate noise and fail over time. To date, there is a vast body of researched configurations and fluids for EHD pumps, however, as noted in paragraph 1.3 of the literature review, they are not without their drawbacks.

This chapter will propose and investigate the working fluid and electrode configuration for the EHD pump and, accordingly, the EHD heat dissipation system. Due to the intensity of the currents and the absence of a published problem with stability characteristics, the main contribution to charge formation will be made by the Wien effect. The proposed electrode configuration of the EHD pump will allow it to compete in performance with previously proposed systems, as well as being extremely simple in assembly and production [178]. Moreover, for this configuration, the possibility of scaling characteristics to the desired ones will be demonstrated, as well as numerical modeling of the EHD pump will be carried out, which provides the ability to design it using computer modeling.

### 5.1. Selection of the Working Fluid

As the experimental study of the electrohydrodynamic pump implied measurement of both current and mechanical characteristics ( $Q$ – $P$  characteristic), it was necessary to select a working fluid that would maintain the stability of low-voltage and high-voltage conductivities at least within hours. Therefore, base fluids and additives were considered that could increase the fluid conductivity up to  $10^{-8}$  S/m, which would ensure the predominance of charge generation due to the Wien effect. In previous studies dedicated to the Wien effect, a mixture of transformer oil and 23% cyclohexanol [9, 10, 68, 69] proved to be good, however, as this fluid and additive are quite viscous, they are not the best fit for the EHD heat dissipation system.

A plane-parallel cell recommended by GOST 6581-75 (see Section 2.3.1 for more details) was used to measure the stability of low-voltage conductivity, and an experimental “needle-cooled plane” (see Section 2.3.3.4 for more details) was used to study high-voltage conductivity. Based on the literature review, previously conducted research, and consulting with colleagues from the Institute of Chemistry of SPbGU, the following list of potentially suitable bases and additives for measurement was compiled. As base fluids, PDMS-5 ([CH<sub>3</sub>]<sub>10</sub>Si<sub>4</sub>O<sub>3</sub>) and dodecane (C<sub>12</sub>H<sub>26</sub>) were used. The studied additives were ammonium salts and surfactants, shown in Table 5.1:

Table 5.1 Investigated additives for increasing low-voltage conductivity.

Abbreviation	Name	Formula
AOT	Sodium docusate	$C_{20}H_{37}NaO_7S$
Span 85	Sorbitan trioleate	$C_{60}H_{108}O_8$
TBATBB	Tetrabutylammonium tetrabutylborate	$[CH_3(CH_2)_3]_4N[B[(CH_2)_3CH_3]_4]$
TBATPB	Tetrabutylammonium tetraphenylborate	$(CH_3CH_2CH_2CH_2)_4N[B(C_6H_5)_4]$
Q <sub>+</sub> B <sup>-</sup>	Tetradodecylammonium tetrakis(4-chlorophenyl) borate	$C_{72}H_{116}BCl_4N$

The conductivity of pure dodecane was  $4 \cdot 10^{-13}$  S/m, which is a very small value for a plane-parallel cell (the minimum measurable conductivity is  $5 \cdot 10^{-13}$  S/m). The conductivity of pure PDMS-1.5 was  $1.5 \cdot 10^{-12}$  S/m. In the first stage, 1 cm<sup>3</sup> of dry additives (ammonium salts) or 1 ml of liquid ones (Span 85) were added to 4 ml of the base fluids, after which the solution was heated for more rapid dissolution, then the remaining 15 ml of the base was added, which accelerated the cooling process of the solution back to room temperature. Subsequent measurements of low-voltage conductivity were carried out, and the obtained values and stability of low-voltage conductivity were evaluated, as it had a key impact on high-voltage conductivity in an EHD system operating predominantly on the Onsager effect.

Table 5.2 Conductivity measurements.

	dodecane, S/m	PDMS-1.5, S/m
Span 85	$3.8 \cdot 10^{-9}$	-
AOT	$2.0 \cdot 10^{-9}$	-
TBATBB	-	$4.0 \cdot 10^{-12}$
TBATPB	$4.0 \cdot 10^{-12}$	$1.7 \cdot 10^{-12}$
Q <sub>+</sub> B <sup>-</sup>	$2.1 \cdot 10^{-8}$	$6.0 \cdot 10^{-12}$

Table 5.2 presents the results of low-voltage conductivity measurements of the obtained solutions. As can be seen, the largest increase in conductivity is noticeable in dodecane with Q<sub>+</sub>B<sup>-</sup>, AOT, and Span 85 additives, reaching  $2.1 \cdot 10^{-8}$ ,  $2.0 \cdot 10^{-9}$ , and  $1.4 \cdot 10^{-9}$  S/m, respectively. In the case of other additives, the conductivity either barely changed from the initial value of the base fluid, or did so very insignificantly provided that the additive did not fully dissolve (precipitated). Next, we will consider the plots of low-voltage conductivity measurements for three solutions that significantly increased the conductivity of dodecane.

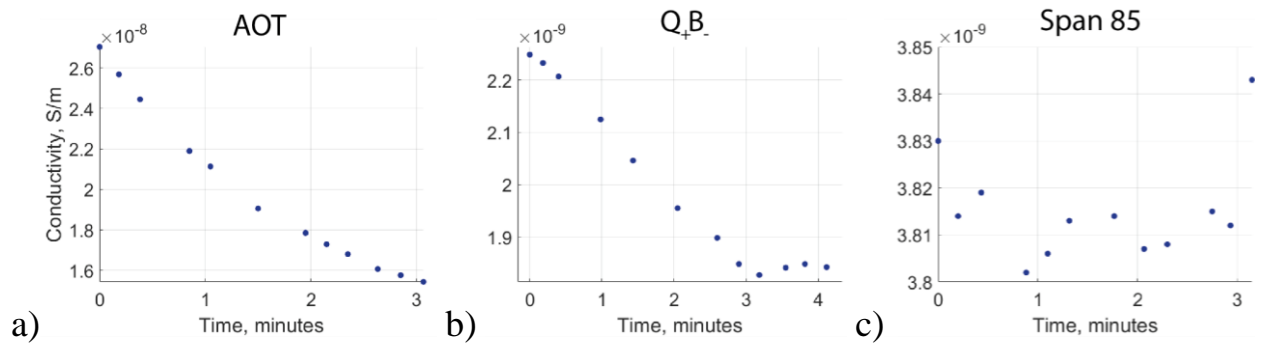


Fig. 5.1 Dependence of low-voltage conductivity on time from the start of measurements for three additives: (a) Q+B<sup>-</sup>, (b) AOT, and (c) Span 85.

Fig. 5.1 presents the graph of the dependence of low-voltage conductivity on time from the start of measurements for dodecane with three different additives. As can be seen, the first two additives (Fig. 5.1a and 5.1b) show a degradation of low-voltage conductivity by 40 and 20%, respectively. Apart from electrophysical processes, another cause of this decline could be the precipitation of ammonium salts over time, leading to changes in conductivity. In turn, the low-voltage conductivity for dodecane with 1 ml of Span 85 surfactant (Fig. 5.1c) is very stable over time (fluctuations of less than 1%), so this solution was chosen for further studies of high-voltage conductivity.

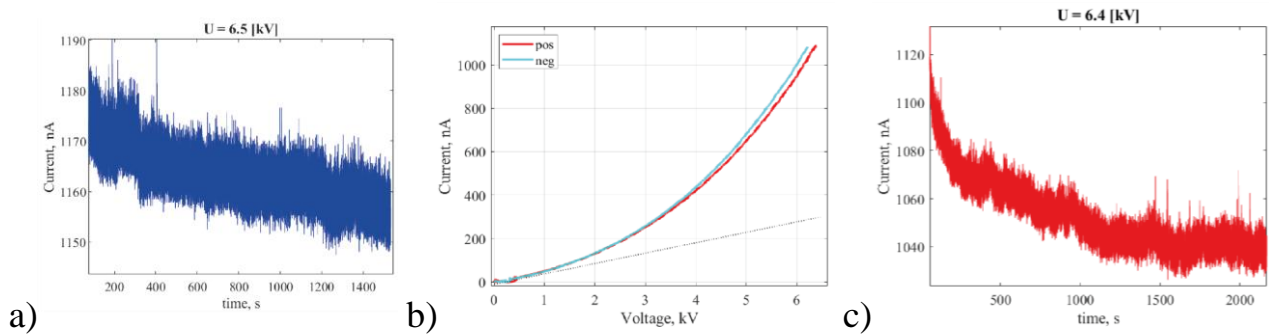


Fig. 5.2 Current characteristics for dodecane with 5% Span 85 in a «needle-cooled plane»: (a) CTC for negative polarity, (b) DCVC, and (c) CTC for positive polarity.

The study of high-voltage conductivity stability was conducted in an experimental «needle-cooled plane», which allowed for temperature control of the fluid using a thermostat. Fig. 5.2 shows the results of current-time and current-voltage (more precisely, DCVC) measurements for two polarities. As can be seen, current-voltage characteristics for the two polarities are very close to each other, the difference being less than 4%, from which we can infer the predominance of a charge generation mechanism independent of polarity—the Wien effect. A difference of about a few percent can be explained by the presence of surface charge generation (injection). CTC for each polarity have a slight decline in the first 1000 seconds (less than 8%), after which they reach a steady state (positive polarity) or there is a slight decline thereafter (less than 1% per 1000 seconds at negative polarity). From the obtained data on measurements of low and high-voltage conductivity for dodecane with Span 85, we can conclude that this fluid is excellent for conducting research and use in the EHD pump and EHD heat removal system.

## 5.2. Selection of EHD Pump Electrode Configuration

Most of these areas require high-performance EHD pumps. To quantify the characteristics required from EHD pumps, we can consider the area of microelectronics cooling. Flow rates of order 10 ml/s are needed in single-phase cooling of a 100 W microchip. In addition, 100 kPa or higher are required to maintain such high flow rates through microchannels in micro heat sink [179].

In EHD pumps, there are three most common electrode configurations: flat electrodes [12, 19, 27, 180], pointed electrodes (needle–ring, blade–slot, also referred to as “triangular prism–slot”) [13, 14, 22, 23, 181], disks with holes [11, 182, 183], and wire grids [184, 185]. Occasionally, more unusual configurations are encountered, such as spiral flat electrodes [157] and dielectric barriers with conical holes [69]. Flat electrodes are often used in systems with a dissociative charge generation mechanism (conductive pumps), as it is important not to reach high values of electric field intensity, which activates strong injection or exhibits the Wien effect. Such systems have low performance (as will be shown in Table 5.3) compared to pointed systems like needle–ring, blade–slot, or grid–grid. Despite this, they are used in the scientific and industrial community due to their simplicity in manufacturing (it is sufficient to apply a conductive coating to the walls of prototypes) and physics that have a mathematical description, which allows for computer modeling of corresponding devices. In turn, needle–ring type pumps are difficult to scale and complex to manufacture [179], as they require fine tuning of the interelectrode gap and coaxiality to achieve high hydraulic performance values. Thus, when designing an EHD pump for heat removal systems, the main task was to combine the main advantages of pointed pumps and ring – ring type pumps. Four main requirements were considered:

- High performance (in accordance with specific application, for example, for microelectronics cooling);
- Simplicity of manufacturing individual stages;
- Simplicity of manufacturing multi-stage systems;
- Low leakage currents (high efficiency).

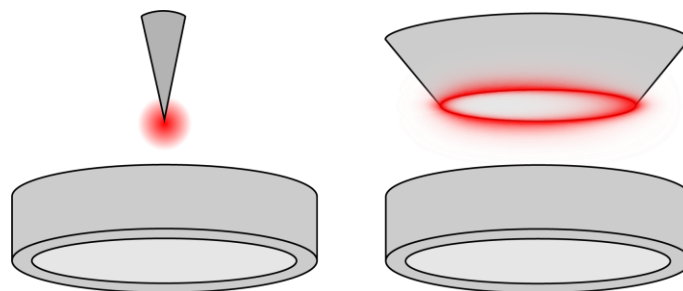


Fig. 5.3 Schematic representation of the needle–ring and “pierced hole–ring” electrode configurations with an area of maximum electric field intensity.

For effective operation of an EHD pump, it is crucial to achieve high local electric field intensity values. This activates injection mechanisms and field-enhanced dissociation (the Wein effect), leading to higher Coulomb force values and flow velocities. Traditionally, this goal is achieved by sharpening the high-voltage electrode. However, the manufacture of single or multi-stage systems with such configurations is labor-intensive. At first glance, the “pierced hole–ring” system may seem an alternative (Fig. 5.3). This system also has a region of strong electric field, and punching a hole in a metal sheet is a much simpler process than adjusting the needle position and fixing it there. However, with small interelectrode gaps, the electric field intensity on even (unsharpened) electrode sections will be around  $10^7$  V/m (Fig. 5.4, left). For a low-voltage conductivity fluid of  $10^{-8}$  S/m, the integral current over the surface of the electrodes with a typical hole radius of about 1 mm and a voltage of about 10 kV equals  $1 \mu\text{A}$ . Almost 100% of this current is contributed by conductivity current (due to ion migration) and not convection current, i.e., energy is spent not on creating EHD flows, but on Joule heating.

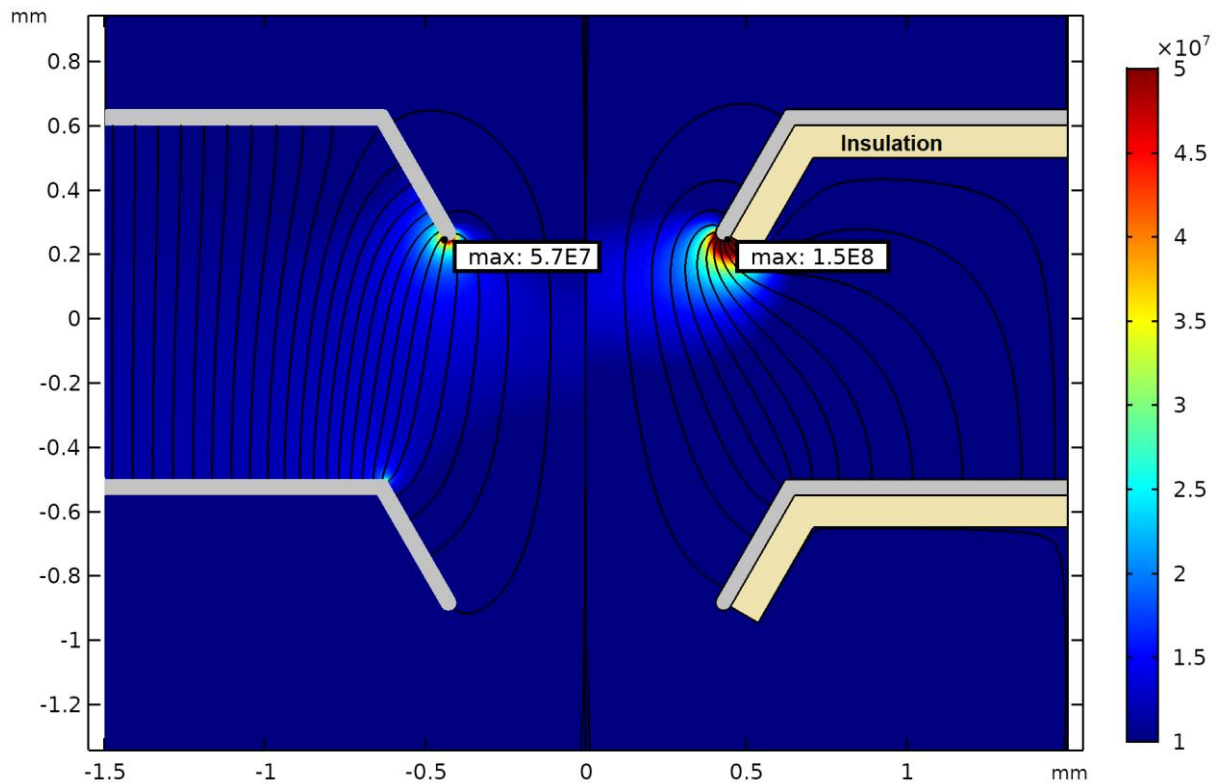


Fig. 5.4 Electrostatic distribution of electric field strength (legend range  $10^7$  to  $5 \cdot 10^7$  V/m). Holes pierced in foil (left) and holes pierced in insulated foil (right). IEG is 1 mm; foil thickness is  $18 \mu\text{m}$ ; insulation thickness is  $100 \mu\text{m}$ ; voltage is 12 kV; problem setting is axisymmetric.

The solution to the issue of large current leakage through “non-working areas” (where there are no EHD flows) could be the insulation of the lower surface of the metal sheet using solid dielectric (Fig. 5.4, right). In such a system, the power lines of the electric field bypass the insulation, being drawn into the hole, thereby increasing the maximum intensity at the edge of the hole. As can be seen, in the “non-working areas”, the electric field intensity is 2–3 orders of magnitude less than at the maximum.

In such a system, for a fluid with low-voltage conductivity of  $10^{-8}$  S/m, the integral current over the surface of the electrodes equals  $0.1 \mu\text{A}$ , which is an order of magnitude less than without insulation.

Technologically, this can be achieved either by preparing holes in the foil, and then insulating one of its surfaces, or by directly punching holes in foil-clad dielectric material, for example, PTFE, PCB (textolite) or polyimide. It is possible to create holes based on two technological processes - drilling and piercing. Variations of pierced holes are shown in Fig. 5.5 (a, b). As can be seen, due to the fibrous structure of the PCB, gaps in the glass fabric and foil are visible at the edge of the pierced holes, which can lead to differences between experiment and computer modeling. Because of this, it was decided to switch to a more reproducible and controllable process of electrode preparation - drilling.

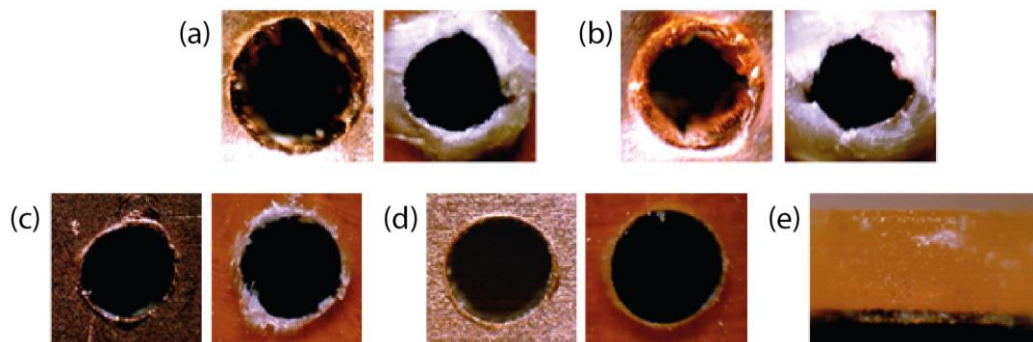


Fig. 5.5 Photos of holes: (a) drilled then pierced; (b) pierced; (c) manually drilled; (d) drilled on a CNC milling machine; (e) drilled on a milling machine, side view of the hole.

The process of producing holes is implemented on a CNC milling machine. The parameter of the corresponding process is the drill rotation speed. Different values were considered, and the one at which delamination of the PCB was not observed was chosen—2000 rpm. The electrode material is copper-clad PCB. The conductivity of the PCB is less than  $10^{-13}$  S/m. The thickness of the PCB is  $212 \mu\text{m}$ , the thickness of the cladding layer is  $28 \mu\text{m}$ .

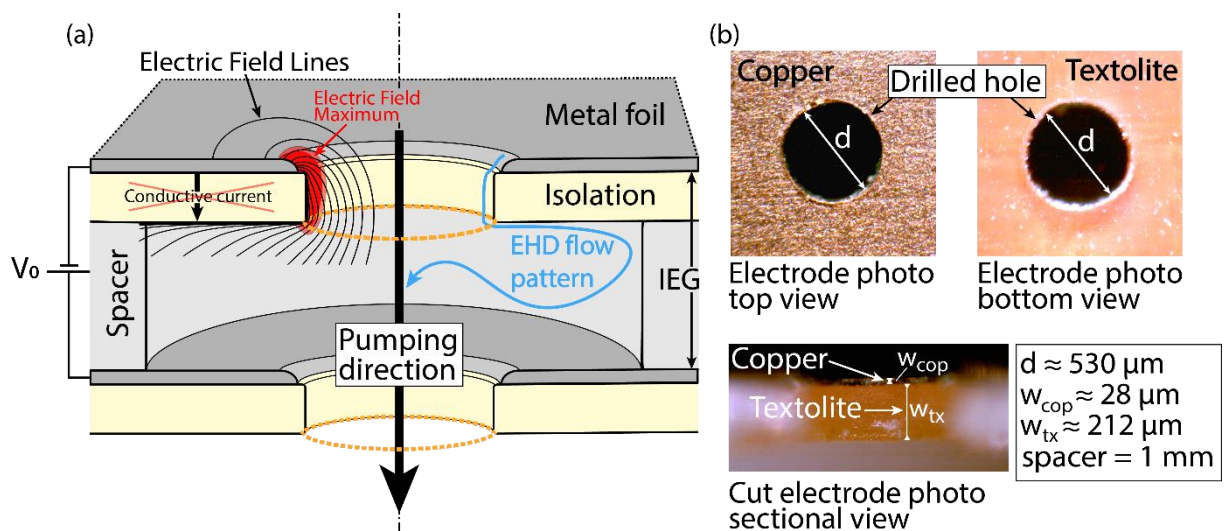


Fig. 5.6 (a) schematic of the electrode system for the EHD pump and (b) photographs of the drilled hole in the electrode (top view, bottom view, and the side view of a cut in half hole).

Figure 5.6a shows the EHD pump under investigation. A pair of metal-coated dielectric barriers with drilled holes in them were used as the electrode system (Fig. 5.6b). A dielectric gasket (spacer) with larger holes was concentrically located relative to the holes in the electrodes and set the interelectrode gap. The entire system was filled with working dielectric fluid. When a high voltage was applied and charge accumulated on the surface of the insulation, the power lines of the electric field focused into the hole, increasing the electric field strength, as a result, a space charge arose near the edge of the hole. The Coulomb force acting on the charge pushed the fluid along the power lines of the electric field and tangentially to the surface of the insulation up to the vortex that formed within the gap between the electrodes (the blue curve in Fig. 5.6a illustrates the flow pattern). Thus, the pumping occurs from top to bottom, i.e., from the surface of the foil to the insulation.

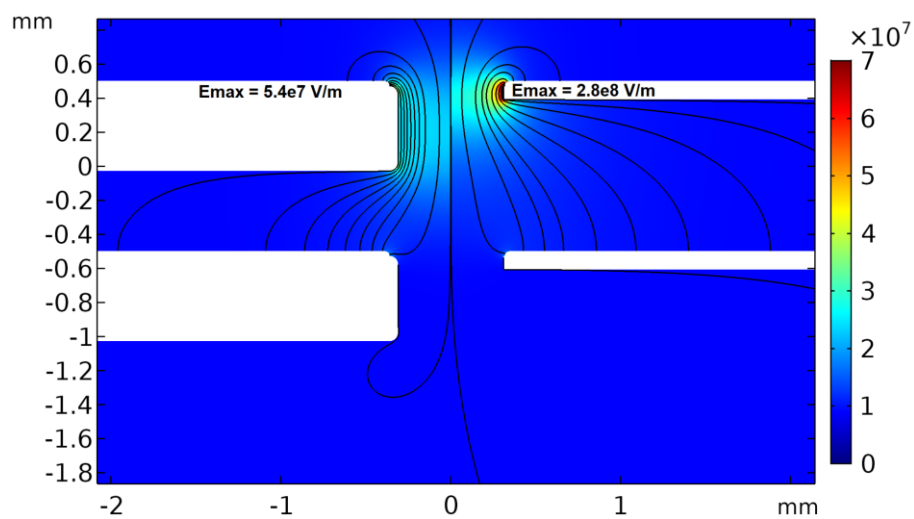


Fig. 5.7 Distribution of the electric field in the system of foil-coated dielectric barriers with a hole undisturbed by the space charge with varying thickness of the barriers: 500  $\mu\text{m}$  (left) and 80  $\mu\text{m}$  (right).

The thickness of the insulation coating and the gap between the electrodes play a significant role in the operation of the proposed EHD pump. Fig. 5.7 shows the electrostatic distribution of the electric field in the absence of a space charge at 16.6 kV for two thicknesses of the dielectric barrier, and the maximum values are indicated in each case. As can be seen, the maximum intensity of the electric field is 5 times higher in the case of thinner insulation. Also, unlike the case of a thicker barrier, the area of maximum intensity of the electric field is more localized in the hole. In the extreme case, if the thickness of the insulation is comparable to the size of the gasket (spacer), the intensity of the electric field will have an even smaller maximum field value. Thus, thin dielectric insulation on the electrodes and a small distance between the electrodes allow localizing and intensifying the electric field intensity and spatial charges near the edge of the hole. The proposed EHD pump can work with fluids over a wide range of electrical conductivities thanks to two mechanisms of charge formation: injection and dissociation, amplified by the electric field.

### 5.3. Investigation of the EHD Pump “Perforated Foil-Coated Dielectric Barriers”

#### 5.3.1. Numerical Study of the EHD Pump

To address the question of the operation of the proposed EHD pump, let’s move to a detailed examination of the results of numerical modeling of the system of electrohydrodynamic equations in the system of foil-coated dielectric barriers with a hole. The system was calculated with “open boundaries” which allow the fluid to freely inflow and outflow from the pump (except for Fig. 5.13). A more detailed description of the geometry and boundary conditions is presented in Paragraph 2.2.2.5. The selected model geometry and parameters correspond to the actual system for which experimental studies were conducted. Dodecane with the addition of 10% of the surfactant Span 85 was used as the working fluid, the specific electrical conductivity of the working fluid  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  S/m. Initially, let’s consider the stationary distributions of the calculated variables at a constant potential difference between the upper and lower electrode  $V_0 = 16.6$  kV (the voltage at which the characteristics of the EHD pump were measured in the experiment).

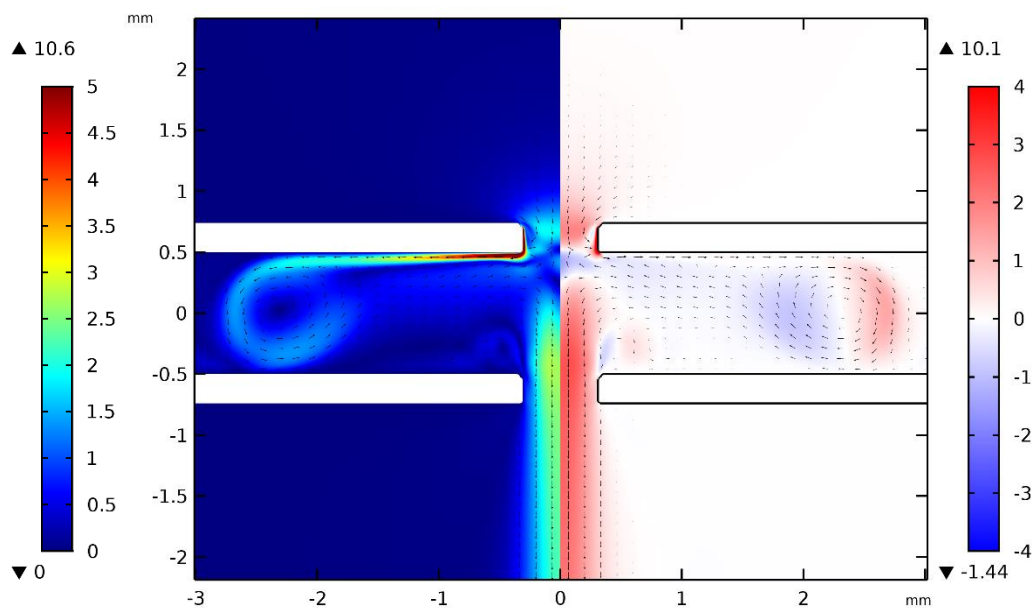


Fig. 5.8 Distribution of velocity modulus (left, m/s) and  $z$ -component of velocity vector, taken with a reverse sign (to make the pumping direction positive) (right, m/s). Arrows indicate the flow direction at their base. The calculation was made in the case of “open boundaries” (corresponds to the maximum pumping mode).

As can be seen from Fig. 5.8, very intense EHD flows occur at the edge of the upper hole (which will be referred to as “active” for brevity) and inside between the two electrodes near the model axis. The maximum acceleration zone is located directly at the hole edges—around the foil edge. The fluid, gaining energy in this area, flows along the side of the hole and turns, moving further along the bottom part of the upper dielectric barrier until a vortex forms. From the middle of the IEG, the flow gathers on



the axis of symmetry and hits intensively downwards through the lower hole (hereinafter referred to as “passive”) and further to the very bottom border. Thus, in this system, when a high voltage is applied, the working fluid is pumped from the foil to the dielectric barrier.

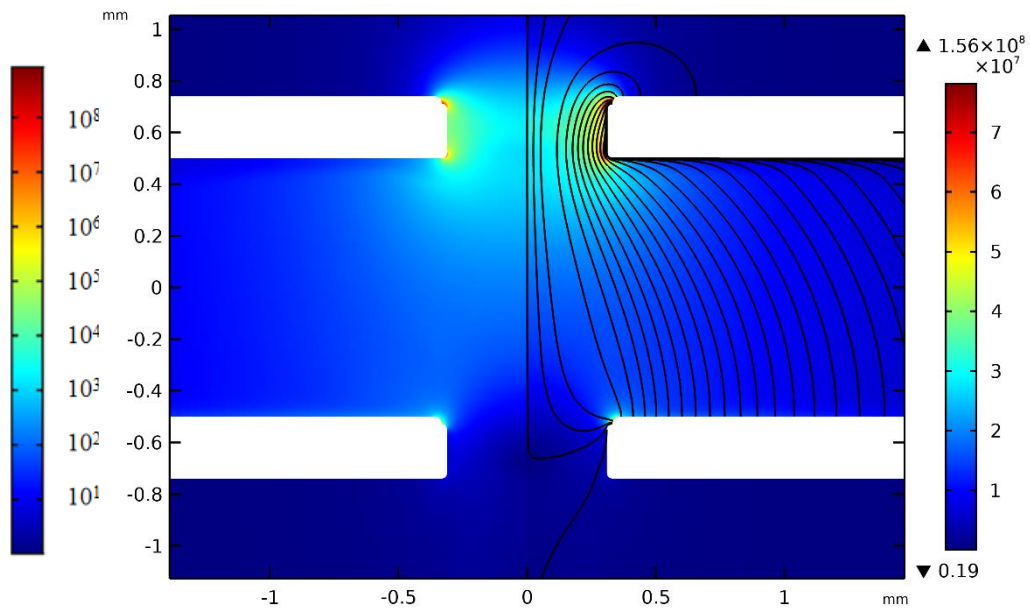


Fig. 5.9 Distribution of the decimal logarithm of the relative amplification of dissociation (left,  $\log(F_{\text{Ons}}/1 \text{ V/m})$ ) and electric field strength (right, V/m) and its force lines. The calculation was made in the case of “open boundaries” (corresponds to the maximum pumping mode).

Let’s move on to describing the structure of EHD flow in terms of calculated quantities. From the distribution on Fig. 5.9, it can be seen that the maximum electric field strength  $E_{\text{max}} = 1.6 \cdot 10^8 \text{ V/m}$  is located at the edge of the foil-coated part of the hole and, accordingly, this area achieves an increased intensity of dissociation due to large values of the Onsager function  $F_{\text{Ons}}(E_{\text{max}}) = 8.5 \cdot 10^8$ . Charge separation occurs in this area, after which the negative ions reach the closely located positive electrode and discharge. The positive ions, on the contrary, being repelled from the active electrode, start moving along the force lines of the electric field inside the hole. As can be seen from Fig. 5.9, the electric field lines, being pulled into the hole, are strongly pressed against the bottom part of the upper dielectric barrier, which explains such an unusual structure of EHD flow inside the hole (Fig. 5.8, left).

Also, as in the “plane–dielectric barrier–plane” system [9], there are two characteristic scales in the system at which dissociation amplification and charge separation occur—the scale of the rounding radius of hole edges and the scale of the entire hole. In Fig. 5.10, inside the upper hole, you can see the charge separation on the scale of the entire hole. At the same time, due to the presence of convective ion transport, a slight downward drift of negative charge occurs inside the hole.

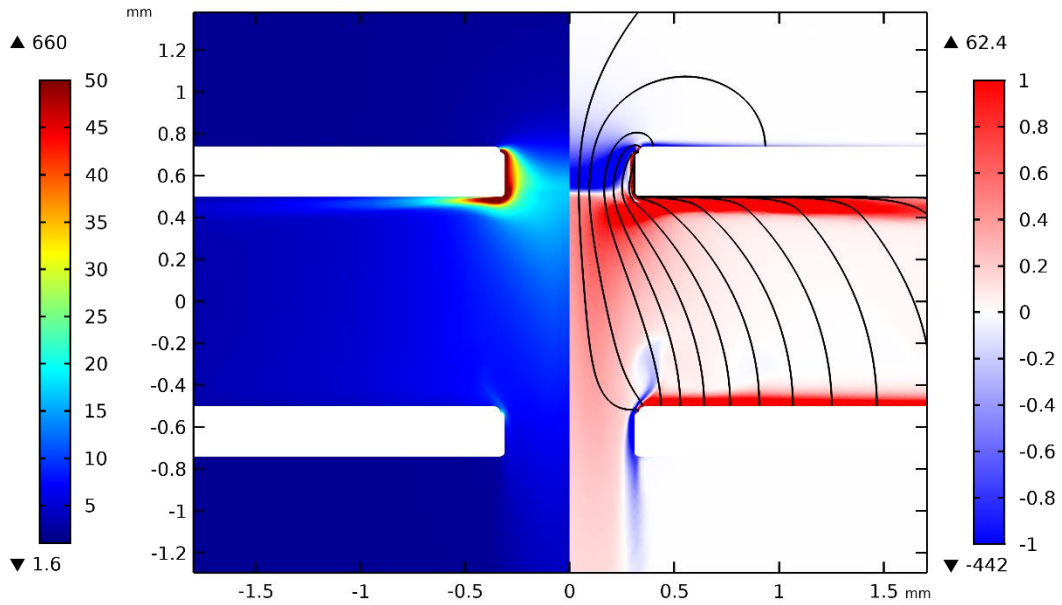


Fig. 5.10 Distribution of conductivity normalized to  $\sigma_0$  (left, 1) and volumetric charge (right,  $C/m^3$ ). The calculation was made in the case of "open boundaries" (corresponds to the maximum pumping mode).

Fig. 5.10 shows the consequences of convective charge transport. Due to EHD flows, space charge and the area of increased conductivity are carried away from the region of enhanced dissociation intensity along the side of the hole and the lower part of the dielectric barrier. Also, at the positive and negative electrode, there are dissociation-recombination layers of ion deficit—a layer of negative charge above the upper electrode and a layer of positive charge—above the lower one.

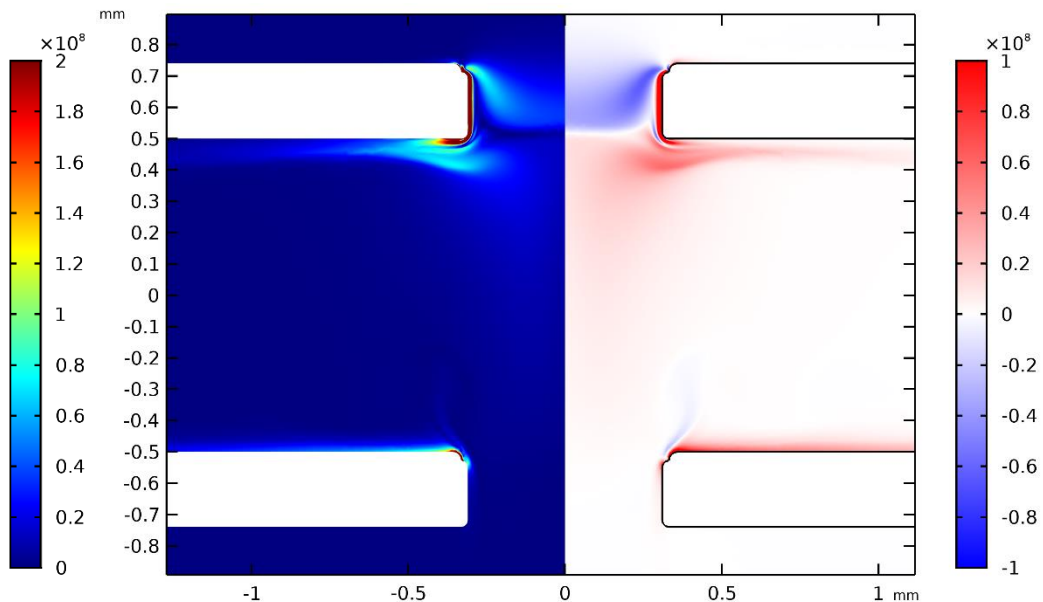


Fig. 5.11 Distribution of the modulus of the Coulomb force (left,  $N/m^3$ ) and the projection of the Coulomb force on the  $z$ -axis (right,  $N/m^3$ ). The downward direction is considered positive. The calculation was made in the case of "open boundaries" (corresponds to the maximum pumping mode).

Let's move on to considering the Coulomb force. The emerged space charge is subjected to the Coulomb force in the direction along the power lines of the electric field (Fig. 5.11, left). On the main charged areas, it acts from the active foil electrode into the hole: on the negatively charged area—

upward, on the lower positively charged area—downward. If we consider the projection of the Coulomb force on the pumping direction (Fig. 5.11, right), it is positive at the edges of the hole. This means that the Coulomb force here does work and accelerates the fluid. On the contrary, negative values are observed at the active electrode on the axis of symmetry, indicating that the Coulomb force is slowing down the fluid here. The greatest Coulomb force acts on the fluid along the power charged jet, extending from the edges of the hole along the side surface of the hole. It accelerates the fluid and determines the structure of the EHD flow.

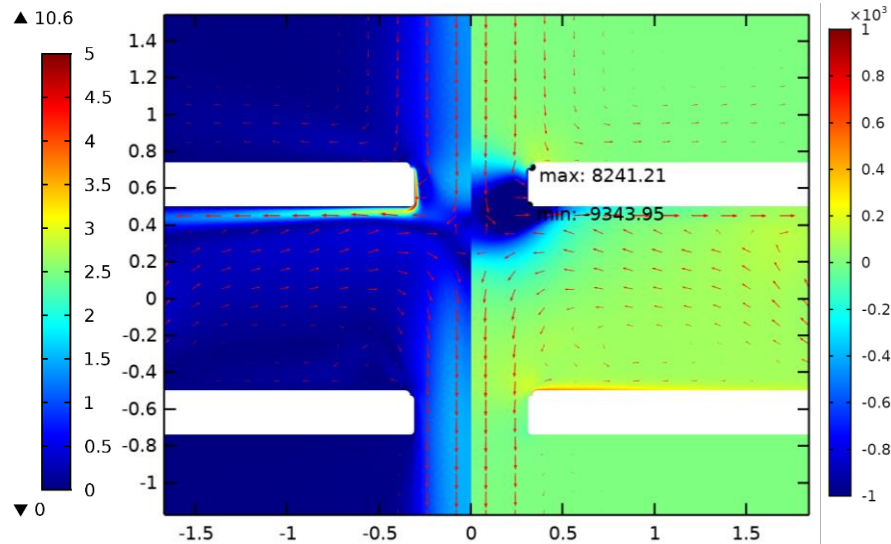


Fig. 5.12 Distribution of velocity modulus (left, m/s) and pressure (right, Pa). The calculation was made in the case of “open boundaries” (corresponds to the maximum pumping mode).

Fig. 5.12 shows the distribution of velocity modulus (left) and pressure (right) in the maximum pumping mode. Due to the action of the Coulomb force, the fluid is drawn from the first hole into the IEG, which explains the presence of a region of reduced pressure in the first (upper) hole in Fig. 5.12, right. There is also an area of increased pressure on the lower electrode along the foil, which is explained by the area of action of the Coulomb force on the heterolayer of charge, pressing the fluid to the electrode.

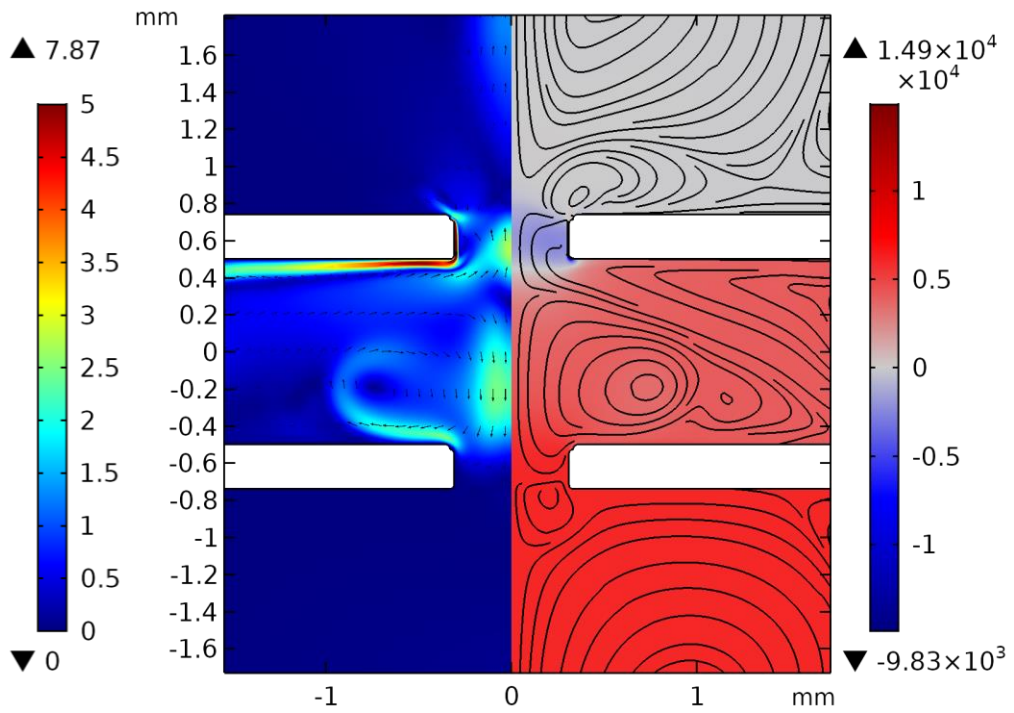


Fig. 5.13 Distribution of velocity modulus (left, m/s) and pressure (right, Pa). The calculation was made in the case of “closed boundaries” (maximum head mode).

The maximum head mode, where the model boundaries are “closed”, i.e., the non-penetration boundary condition  $u_N = 0$  is set, is represented in Fig. 5.13. As the Coulomb force acts on the fluid, pumping it from top to bottom, it can be seen that there is increased pressure at the bottom of the model. The pressure in the system increases as it passes through the holes. Thus, in the first hole, a reduced pressure is observed, which arises, as in Fig. 5.12, due to the pulling of the liquid by the Coulomb force into the hole, and then the system works as a pump, which builds up pressure in the inter-electrode space and beyond the second hole (at the bottom).

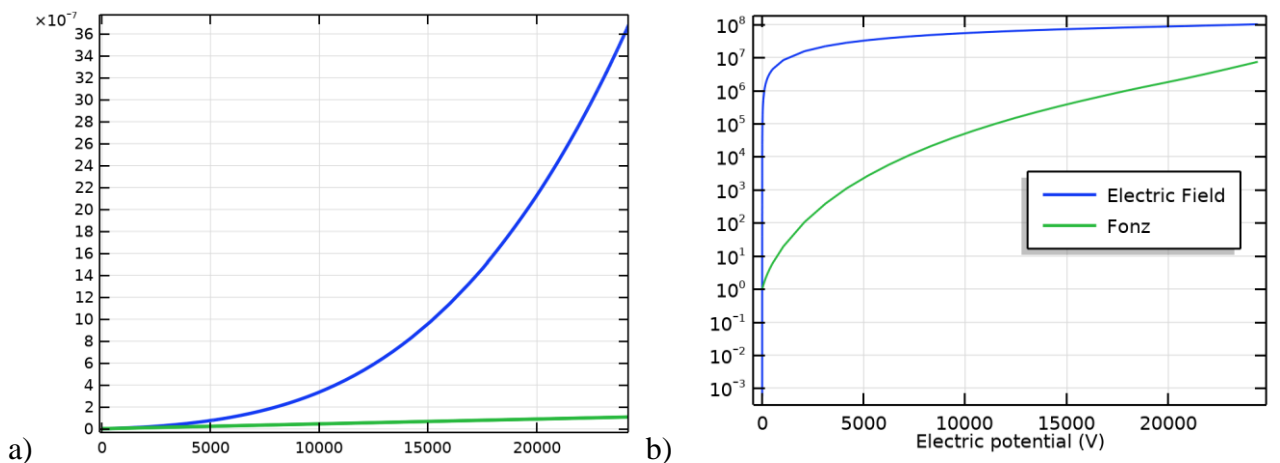


Fig. 5.14 (a) calculated current-voltage characteristic (blue curve) and linear extrapolation of the linear ohmic section (green curve) and (b) dependence of the maximum strength of the electric field and relative dissociation enhancement on voltage.

Due to the strong electric fields and the consideration of the Wien effect, the current-voltage characteristic of the system is significantly nonlinear and drastically deviates from Ohm’s law

(Fig. 5.14). The nonlinearity becomes noticeable starting from 3 kV, when the intensity of the electric field already reaches values over  $10^7$  V/m, and the relative enhancement of dissociation is around 1000. At a voltage of 25 kV, the electric current in the system is 36 times greater than in the case of Ohm's law being followed.

### 5.3.2. Experimental and Calculated Current Characteristics

Let us proceed to consider the current characteristics recorded during the experimental investigation of the EHD pump “perforated foil-coated dielectric barriers”. Firstly, we will assess the repeatability of the current-time characteristics data, and then proceed to consider and analyze the current-voltage characteristics.

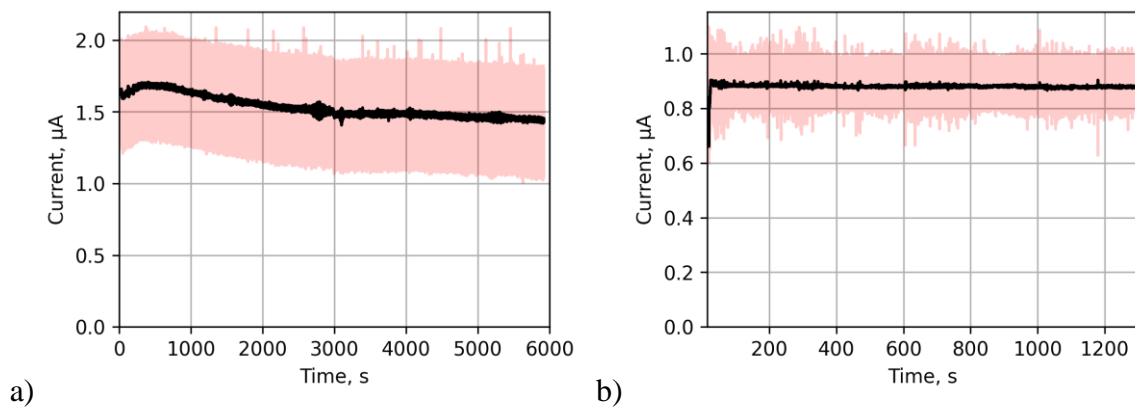


Fig. 5.15 Current-time characteristics (a) at negative polarity at  $V_0 = 16.3$  kV and (b) positive polarity at  $V_0 = 17.7$  kV; pink line—original data, black—after filtering.

In the CTC at negative polarity (Fig. 5.15a), an increase in current is observed in the first 200 seconds, followed by a smooth decline, gradually replaced by a zone of quasi-stationary current with a value of about  $1.5 \mu\text{A}$ . Such CTC behavior is more typical for the case of injection charge formation and was previously represented for the GK-1700 fluid and the “plane–six wires–plane” system (Fig. 3.7), where a conclusion was made about the activation and passivation processes of the electrode (the characteristics were restored when replacing the active electrode). In turn, at positive polarity, there are no such transitional processes (Fig. 5.15b)—the system is stable throughout the measurement range. However, the currents at positive polarity are 1.7 times smaller, despite a slightly higher operating voltage. Such a difference is possible only with the presence of injection at negative polarity in the studied system.

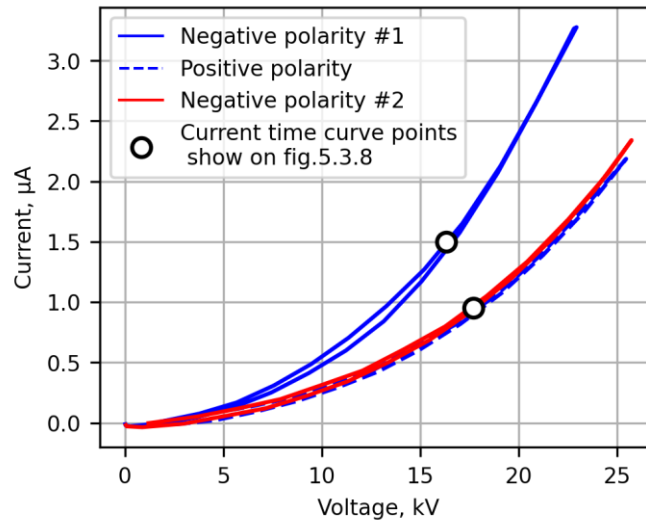


Fig. 5.16 Experimental DCVCs for negative and positive polarities (measurement chronology: 1—“negative #1”, 2—“positive”, 3—“negative #2”). The points on the charts indicate the values at which the CTCs were measured in Fig. 5.3.8.

The difference between positive and negative polarity becomes even more apparent on the graphs of current-voltage characteristics (Fig. 5.16). At a voltage of 24 kV, the currents differ almost twofold. It was also found during the experimental investigation that after repeatedly changing the polarity from positive to negative, the current at negative polarity dropped to the level of positive polarity, which is also typical for injection. It should be noted that the difference between polarities becomes noticeable starting from 3 kV, where the Wien effect already contributes to the total current. Therefore, it is important to compare the obtained experimental DCVCs with calculated ones taking into account dissociation and the Wien effect (Fig. 5.17).

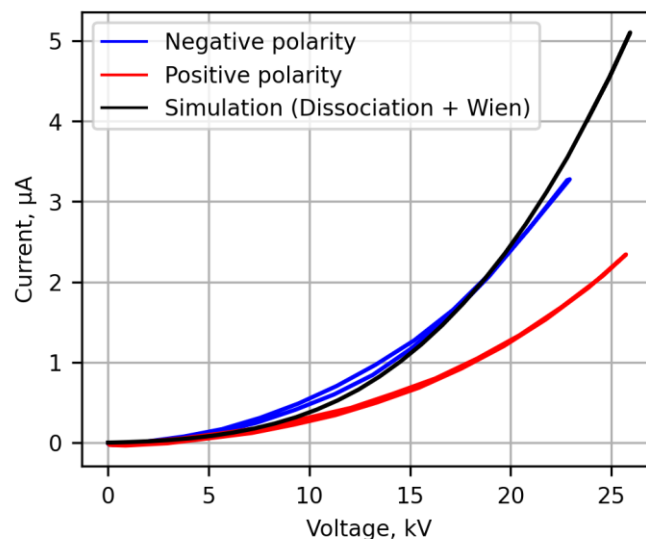


Fig. 5.17 Experimental DCVCs at negative (blue curve) and positive (red curve) polarities and numerical DCVC (black curve).

Figure 5.17 presents the numerical and experimental current-voltage characteristics for two polarities. As can be seen, in the section up to 7 kV, the numerical DCVC coincides with the experiment for positive polarity. Negative polarity, however, lies higher. Thus, it can be concluded that injection

contributes to the current at negative polarity. The degree of nonlinearity of the data for positive polarity is so high that it can be considered that the entire current in the system is due to the Wien effect. It can also be seen that the calculated DCVC after 7 kV overestimates the current value at positive polarity—the difference is twice as much at 16.6 kV, and at the maximum voltage, the current difference is 127%.

In previously conducted studies dedicated to the analysis and comparison of numerical and experimental data of high-voltage current passage in conditions of the Wien effect predominance, similar differences were already manifested, the essence of which remained not entirely clear to this day [68, 69]. One of them, proposed in papers [186, 187] and associated with a reduction in the recombination coefficient in experiments due to the coating of ions with surfactant molecules, will be thoroughly investigated in Paragraph 5.4.

### 5.3.3. Comparison of Experimental and Calculated $Q$ – $P$ Characteristics

Let's move on to considering the mechanical characteristics of the EHD pump: dependencies of the generated pressures on voltage and  $Q$ – $P$  (flow rate–pressure) characteristics obtained in the experiment and computer model. The comparison will be made only for positive polarity, as it has already been shown that injection is manifested at negative polarity. All obtained experimental data were registered after the system reached the steady state of current characteristics (according to CTC).

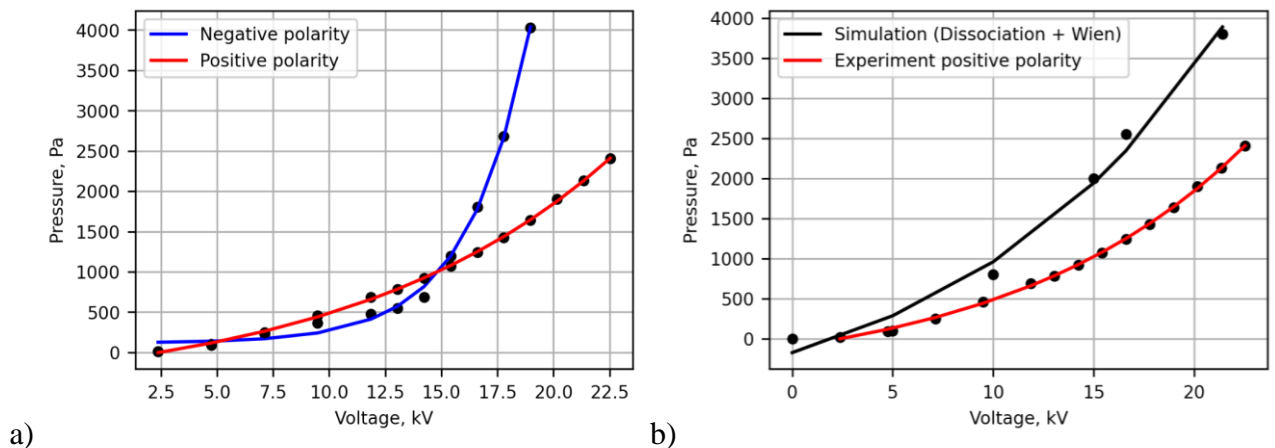


Fig. 5.18 (a) experimental and (b) experimental and numerical dependencies of head on voltage for the EHD pump at negative and positive polarities.

In the experiment at negative polarity, larger values of head were obtained (Fig. 5.18a) than at positive polarity. At 19 kV at positive polarity, the head is 1700 Pa, and at negative polarity, it's about 4000 Pa. However, unlike the current-voltage characteristic (Fig. 5.16), where from 3 kV the curve for negative polarity goes higher, the differences on the head are manifested starting from 13 kV.

Fig. 5.18b shows a comparison of experimental at positive polarity and numerical dependencies of the maximum head on voltage. Since there is an injection at negative polarity, all comparisons of the experiment and modeling will be conducted at positive polarity, in which, presumably, only the Wien

effect manifests. Just like in the current-voltage characteristics (Fig. 5.17), the computer model results in overestimated current characteristics compared to positive polarity. The pressure is almost zero up to a voltage of 5 kV and increases to 3800 Pa in the modeling at 21.4 kV.

The experimentally obtained pressures exceed most of the characteristics of previously presented configurations of single-stage EHD pumps. A small number of studies, in which heads over 5000 Pa were registered, mostly consisted of parallel multi-stage systems. In these studies, at pressures of around 1 kPa, the flow rate obtained were much less than those obtained in the current pump, which confirms the promising nature of the presented system over analogues (Fig. 5.19).

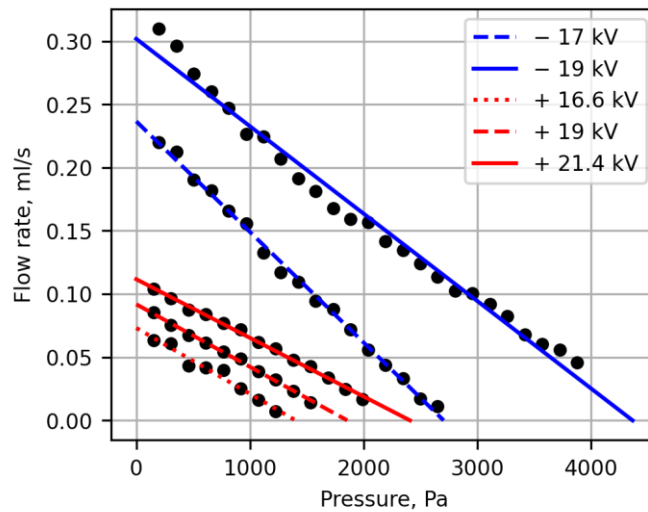


Fig. 5.19 Dependence of flow rate on pressure for positive (16.6, 19 and 21.4 kV) and negative polarity (17 and 19 kV).

Fig. 5.19 presents the experimental  $Q-P$  characteristics of the studied EHD pump for two polarities and three voltages. All measured characteristics have linear dependencies of flow rate on pressure. Flow rates for two polarities in the experiment differ more strongly than pressures, which is most likely due to differences in charge formation mechanisms: dissociation on positive and injection on negative. At a voltage of 17 kV, the flow rate and pressure differ by 3.4 and 1.7 times, respectively, and at 19 kV—3.3 and 2.4 times. The maximum flow rate is recorded at negative polarity and is equal to 0.3 ml/s, which is a fairly good result for a single-stage pump compared to the characteristics obtained in studies [14, 42, 154, 155, 183, 185, 188]. Now let's compare the mechanical characteristics of the pump in the experiment and modeling. The comparison will still be conducted for positive polarity, as there is an injection at negative polarity (Fig. 5.20).



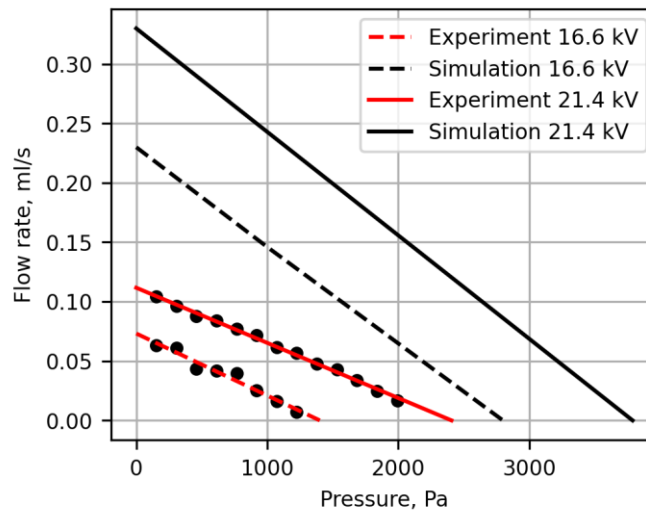


Fig. 5.20 Experimental (for positive polarity) and numerical  $Q$ – $P$  characteristics for 16.6 kV and 21.4 kV.

Analogously to the current characteristics (Fig. 5.20), in the computer model, the  $Q$ – $P$  characteristics are higher than in the experiment. The difference between modeling and experiment is higher for flow rate than for pressure. Thus, for flow rate and pressure at 16.6 kV, the difference is 3.1 and 2 times, respectively, and for 21 kV—3 and 1.5 times. This overestimation of discharge in the model relative to the overestimation of the head may be explained by the misalignment of the holes relative to each other. The presence of a shift between the active and passive holes would lead to an increase in hydrodynamic resistance and a decrease in discharge at a fixed pressure difference.

**Conclusion:** the results of the numerical model do not match the experimental data on electrical and mechanical characteristics. A possible reason may be a discrepancy between the real and theoretical values of the recombination coefficient, which has previously been identified by Professor Suh's research group (Dong-A University, Busan, South Korea), but has not yet been confirmed or refuted by other researchers. Therefore, an independent verification of this assumption is needed, which is the subject of the next section.

It is worth noting that this result is an important contribution to the field of EHD system development, contributing to a deeper understanding of this phenomenon and the development of the scientific discipline and applied direction.

#### 5.4. Adjustment of the Recombination Coefficient Value in the Computer Model of the EHD Pump on the Wien Effect

Let's consider the reasons that may have influenced the differences between the experimental and numerical current characteristics (Fig. 5.17) and mechanical characteristics (Fig. 5.18b and 5.20). When computer modeling of EHD flows, it is necessary to predefine a number of properties of the designed

system. The main ones are: model geometry, viscosity, density, dielectric permeability, and electrical conductivity. For their determination, there are already well-known and tested experimental approaches. However, there are a number of electrophysical parameters, the experimental determination of which is very difficult. Among them, the main ones are: injection function, ion mobilities, and recombination coefficient. Since the comparison of the EHD pump characteristics was conducted for positive polarity, which does not show injection, the main variable parameters remain ion mobilities and the recombination coefficient. This paragraph examines their influence.

In various studies, it was noted that the addition of surfactant molecules (such as Span 85) increases the concentration of free ions. This increase in electrical conductivity is explained by the formation of reverse micelles through the self-assembly mechanism of surfactant molecules around water molecule aggregations in the dielectric fluid [71, 73, 74]. Impurity ions can be inside the core of water molecules, being electrostatically shielded by surfactant molecules around, thus preventing recombination with ions of the opposite sign. Thus, in a solution of nonpolar liquids and surfactants, the role of ions is played by reverse micelles, the size of which may be an order of magnitude larger than the size of the ions themselves, which leads to the difficulty of recombination processes. To account for these processes in computer modeling, a coefficient  $k_L$  will be added before the recombination coefficient.

#### **5.4.1. Experimental and Calculated Current Characteristics in the "Plane–Six Wires–Plane" System**

Before considering the impact of the understated recombination coefficient in the EHD pump model, let's examine this issue in a more interpretable system. The best fit for this would be the blade–plane electrode system. However, for liquids with high conductivity, the current-voltage characteristics in the blade–plane system have weak nonlinearity due to the contribution to the total current of the conductivity current from the lateral surface of the blade. An important requirement for a system suitable for this study is the significance of the contribution to the total current specifically of high-voltage charge formation, due to the Wien effect. To do this, let's consider the results in the "plane–six wires–plane" system (described in Paragraphs 2.2.2.2 and 2.3.3.2) for two different liquids with similar low-voltage conductivity values: dodecane with the addition of 10% Span 85  $\sigma_0 = 8 \cdot 10^{-9}$  S/m and transformer oil GK-1700 with the addition of 23% cyclohexanol  $\sigma_0 = 1.1 \cdot 10^{-8}$  S/m.

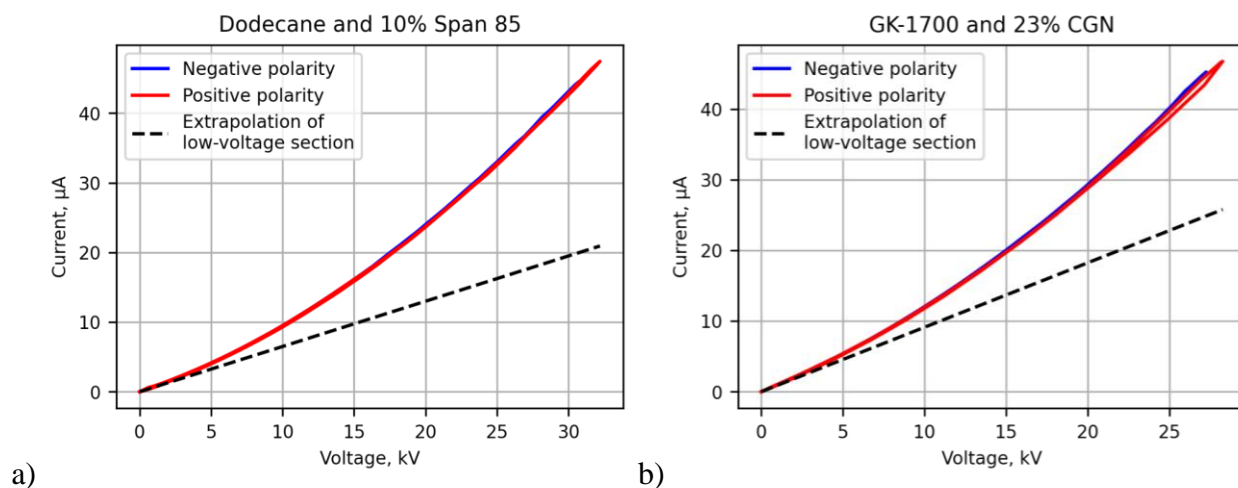


Fig. 5.21 (a) experimental current-voltage characteristics in the “plane–six wires–plane” system for dodecane with 10% Span 85 and (b) transformer oil GK-1700 with 23% cyclohexanol for two polarities and with extrapolated linear sections.

The current-voltage characteristics for the studied liquids have strong nonlinearity (Fig. 5.21). At the maximum voltage for dodecane with Span 85, the total current is twice the conductivity current—24 nA against a total current of 47 nA. For transformer oil with alcohol, the nonlinearity is slightly less, as the liquid’s conductivity is higher—17 nA against 45 nA for the total current. The currents for opposite polarities completely coincided both for dodecane and for transformer oil, from which it can be concluded that the high-voltage conductivity is specifically due to the enhancement of dissociation (Wien effect).

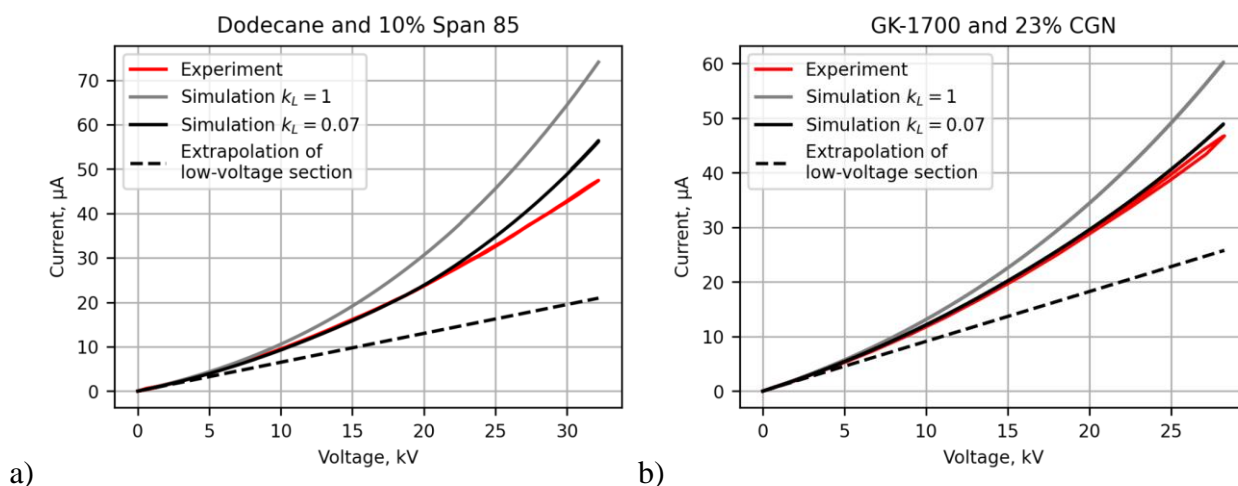


Fig. 5.22 Experimental and numerical current-voltage characteristics in the “plane–six wires–plane” system for dodecane with 10% Span 85 and GK-1700 oil with 23% cyclohexanol and the coefficient  $k_L = 1$  and 0.07.

To assess the influence of the recombination coefficient, computer simulation was carried out in the “plane–six wires–plane” system for properties corresponding to the studied liquids. For relative comparison in Fig. 5.22, two numerical calculations are presented for each liquid: a recombination coefficient specified by the Langevin formula (2.8)  $k_L = 1$ ; lowered recombination coefficient—

$k_L = 0.07$ . The latter value was obtained by iteratively minimizing the difference between the numerical and experimental current-voltage characteristics.

As can be seen, between the experiment and the calculation at  $k_L = 1$ , indeed, there is a strong overestimation of the calculated characteristics, starting from 5 kV for each liquid. The obtained graphs confirm the data measured in the EHD pump about the presence of a parameter incorrectly accounted for in the computer model. It is also worth noting that the degree of difference obtained in dodecane with Span 85 is higher than for transformer oil with cyclohexanol. The difference in relative total current in the experiment for dodecane is 63%, and for GK-1700 it is 29%. If we compare the difference in the nonlinear part of the current, for dodecane it is 120%, which is consistent with the difference of 127% at the maximum voltage in the EHD pump. For transformer oil, the difference is 64%. Different discrepancies between the experiment and modeling for the two liquids can possibly be explained by a higher concentration of reverse micelles when adding the surfactant Span 85 to dodecane than is present in transformer oil with the addition of cyclohexanol. In work [72] an experimentally measured graph of the concentration of reverse micelles from the percentage content of surfactants, demonstrating a proportional dependency, is presented.

When calculating the model with a lowered recombination coefficient  $k_L = 0.07$ , a significant improvement in the correspondence of numerical and experimental characteristics was obtained. For dodecane up to 20 kV, a complete match of current characteristics was obtained. At higher voltages, an overestimation of the current in the computer model remains noticeable, but the difference has decreased from 63% to 22%. Further reduction of the coefficient  $k_L$  leads to already divergence between the calculated and measured current-voltage characteristics in the “low-voltage section”—in the model up to 10 kV, currents become lower than experimental ones. Therefore,  $k_L = 0.07$  is the optimal value. For GK-1700, with the same value of  $k_L$ , an almost complete match of current characteristics throughout the entire voltage range was obtained. There is only a slight discrepancy at voltages above 25 kV. The recombination reduction coefficient for different liquids and impurities does not have to match, but based on the comparison of numerical and calculated characteristics,  $k_L = 0.07$  provided the best fit.

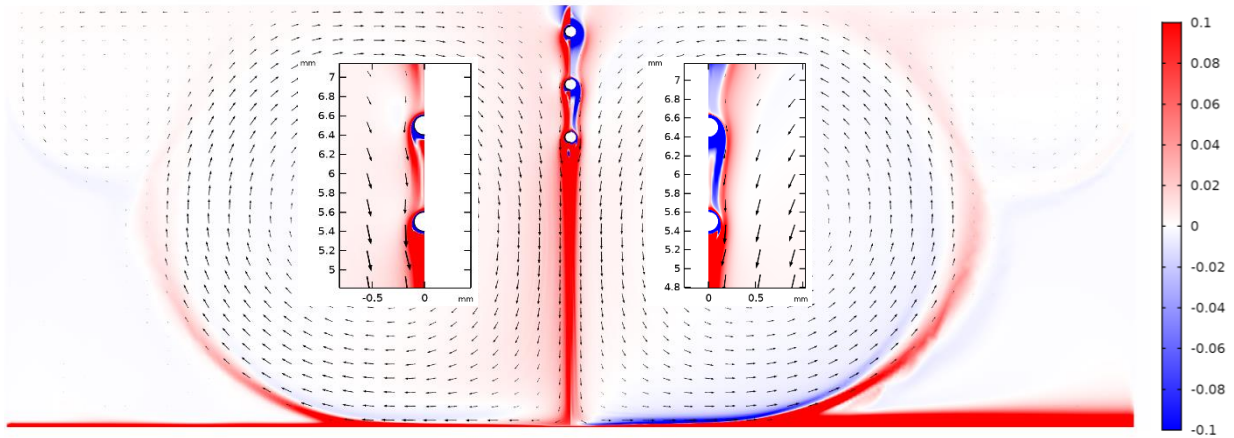


Fig. 5.23 Space charge distribution in the “plane–six wires–plane” system for  $k_L = 1$  (left half) and for  $k_L = 0.07$  (right half).

To explain the results of the computer model with a lowered recombination coefficient, let’s consider the graph of the space charge distribution at the maximum voltage (Fig. 5.23). At a fixed value of low-voltage conductivity, the intensity of dissociation depends on the recombination coefficient—with its decrease, the intensity of dissociation also decreases. This is due to the fact that the equilibrium concentration does not change, as it is directly related to the experimentally measurable value of low-voltage conductivity. In computer modeling, this is manifested as an expansion of the electrode dissociation-recombination layers, which can be seen in Fig. 5.23.

#### 5.4.2. Calculation of EHD Pump Characteristics with Corrected Parameters of the Computer Model

Now let’s move directly to the comparison of experimental and modified characteristics of the computer model  $k_L = 0.07$  in the EHD pump. Unlike the “plane–six wires–plane” system, in the EHD pump there are two experimentally measured characteristics for which a comparison can be made—current-voltage characteristics and  $Q$ – $P$  characteristics.

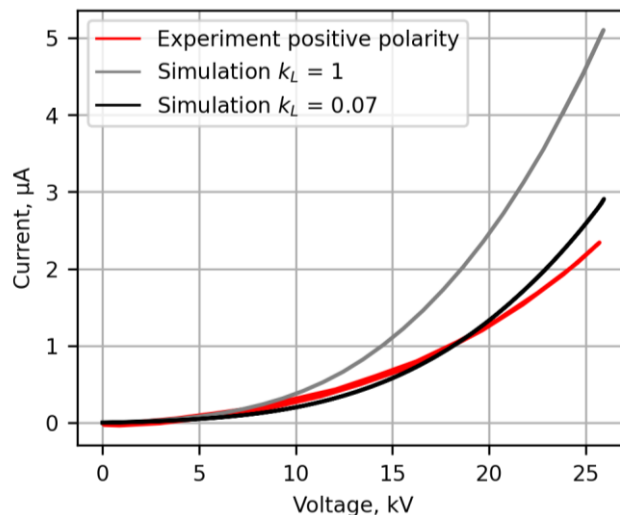


Fig. 5.24 Experimental (red curve) and numerical current-voltage characteristics for  $k_L = 1$  (gray curve) and  $k_L = 0.07$  (black curve).

Just like in the “plane–six wires–plane” system, when lowering the recombination coefficient, the total current in the system drops (Fig. 5.24). At the maximum voltage, the difference decreased from 127% to 30%, which significantly improved the correspondence between the characteristics in the experiment and the computer model. In the voltage range up to 12 kV, the computer model gives values slightly lower than in the experiment. As previously noted, this is due to the excessively large sizes of the dissociation-recombination layers, which are more pronounced in the system with smaller characteristic dimensions.

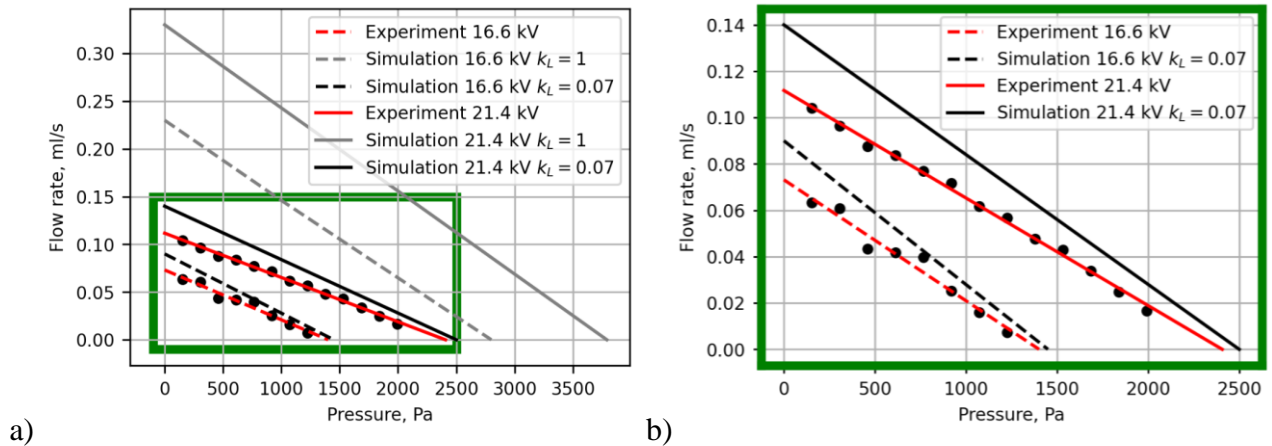


Fig. 5.25 (a) numerical and experimental  $Q$ – $P$  characteristics for 16.6 and 21.4 kV. The gray curve corresponds to the calculation at  $k_L = 1$ , black at  $k_L = 0.07$ . (b) the graph shows the zoomed area in the green rectangle.

Let’s consider the comparison of the previously presented  $Q$ – $P$  characteristic graphs, but supplemented with a calculation in the computer model for the lowered recombination (Fig. 5.25). The correspondence of the mechanical characteristics has significantly improved. At the pressure maximum for both 16.6 and 21 kV, the head in the model and in the experiment fully coincided. At the maximum flow rate, there remains a slight difference of about 20%. The fact that the difference is manifested only for the flow rate suggests that it is associated with the difference in hydraulic resistances in the experiment and modeling. Possibly, there is an influence of the non-alignment of holes relative to each other.

**Conclusion:** An independent confirmation of the assumption of Professor Suh’s scientific group about a lower recombination coefficient value than obtained using the Langevin relation has been received. With the appropriate correction, the proposed numerical model provides a quantitatively accurate result for both types of characteristics.

## 5.5. Demonstration of Scalability and Performance of the EHD Pump

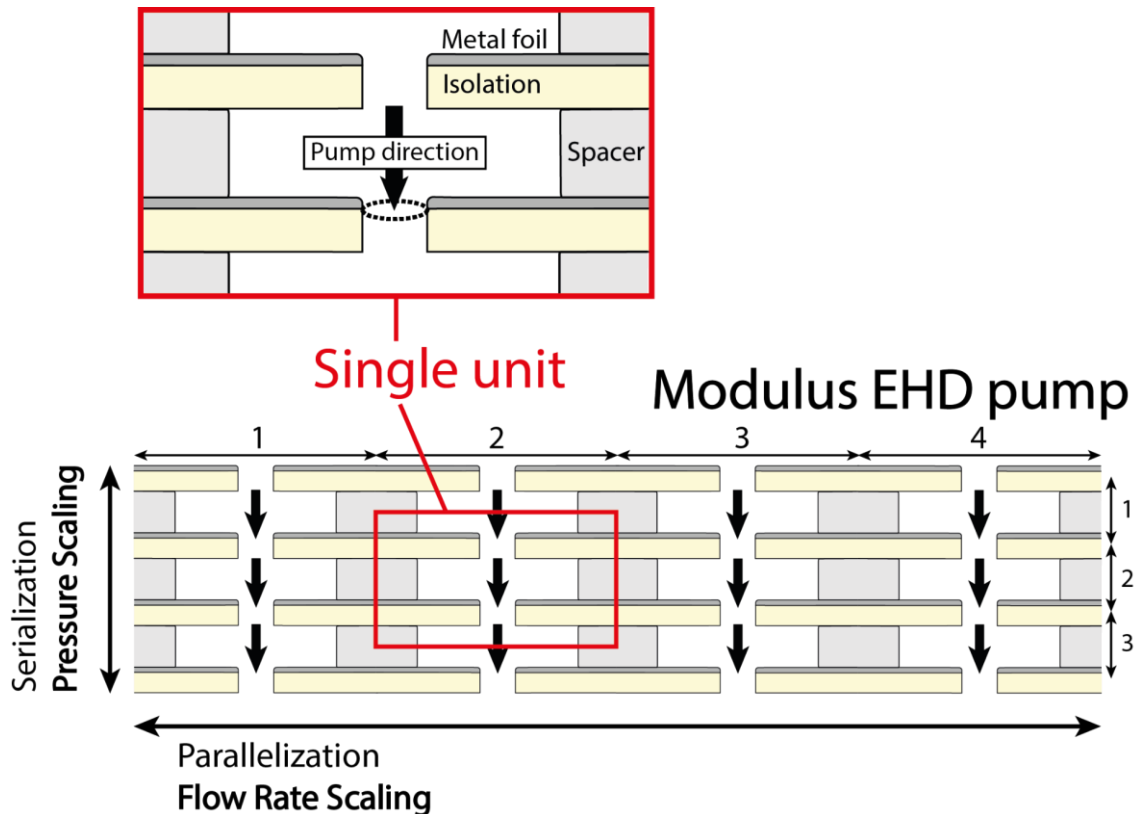


Fig. 5.26 Illustration of a modular EHD pump with four sequential (increases flow) and three parallel (increases head) modules.

One of the key advantages of the proposed electrode configuration is the simple scalability of the system's characteristics (Fig. 5.26). In addition to changing characteristics by altering the diameter of the holes, it is possible to increase the head by adding additional pump stages (adding the next one below the lower electrode, and so on) and to increase the flow rate by making more holes in the foil. Since the pressures generated by one stage of the EHD pump, more than 2500 kPa, already meet the requirements of liquid cooling systems, scaling of stages was not considered in this study. However, scaling the flow rate is a very important task, as liquid cooling systems require flows rates on the order of 10 ml/s.

In this section, we will first consider the current and mechanical characteristics for an EHD pump with one and nine holes. The electrodes of the systems under investigation are presented in Fig. 2.24. It should be noted that the foil-clad textolite used in the manufacture of the electrodes fully corresponds in geometric parameters to that used in the experiments in Section 5.3, however, it was from a different batch of order, which may likely affect its injection properties. This issue was noted in Section 3.2.

In the second part of this section, the characteristics obtained for the EHD pump will be compared with the characteristics for EHD pumps presented in the scientific literature to date. Based on the results of the presented table, a conclusion will be made about the prospects of the EHD pump proposed in this work.

### 5.5.1. Comparison of Experimental Current and Mechanical Characteristics for the EHD Pump with One and Nine Holes

The experiments were performed by using the two types of electrodes shown in Fig. 2.24. The first system represented a single module of the proposed holed EHD pump (a pair of electrodes with one hole each). The second type of electrode pair corresponded to a modular system, where nine holes were drilled in parallel to investigate the scalability of the rate of flow. Two voltage polarities were investigated for both systems. A positive polarity corresponded to the case in which a high positive voltage was applied to the active electrode (the first one along the direction of pumping) while the passive electrode was grounded (the second electrode along the direction of flow). A negative polarity corresponded to a high negative voltage on the active electrode while the passive one was grounded. The characteristics of pumping, such as the flow rate, current, and maximum output pressure, were investigated as functions of the applied voltage. A voltage of up to 17 kV was applied to the electrodes.

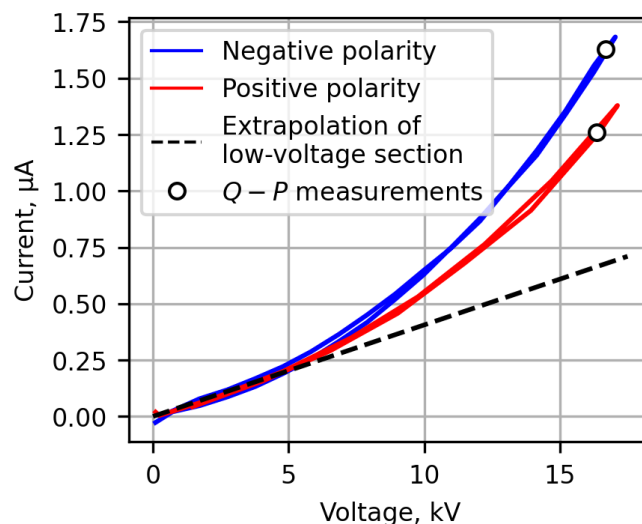


Fig. 5.27 Experimentally measured current–voltage characteristics of the one-hole pump in case of positive (red curve) and negative polarities (blue curve). The dashed black line shows the extrapolation of the low-voltage section (Ohm's law). The two points ("o" markers) correspond to the voltages at which the performance of the pump was measured (+16.4 kV and –16.7 kV).

Fig. 5.27 shows the current–voltage characteristics of the one-hole EHD pump for positive and negative polarities. Both curves were strongly non-linear in the high-voltage section (from 5 kV on), and a noticeable difference was observed in curves between the polarities. The low-voltage section (from 0 to 5 kV) corresponded to Ohm's law (linear current–voltage dependence) and the DCVCs for positive and negative polarities coincided. We could estimate the extent to which the conductivity of the liquid increased due to the processes of high-voltage charge formation by extending the linear section to higher voltages (dashed black line). The current at a negative polarity in the high-voltage section was more intense than that at a positive polarity. At the negative polarity the non-linear section of the electric



current was 1.5 greater than that at the positive polarity. Thus, values of the operating characteristics of interest of the pump were also higher at the negative polarity because the non-linear component of the electric current directly affected the intensity of EHD flow.

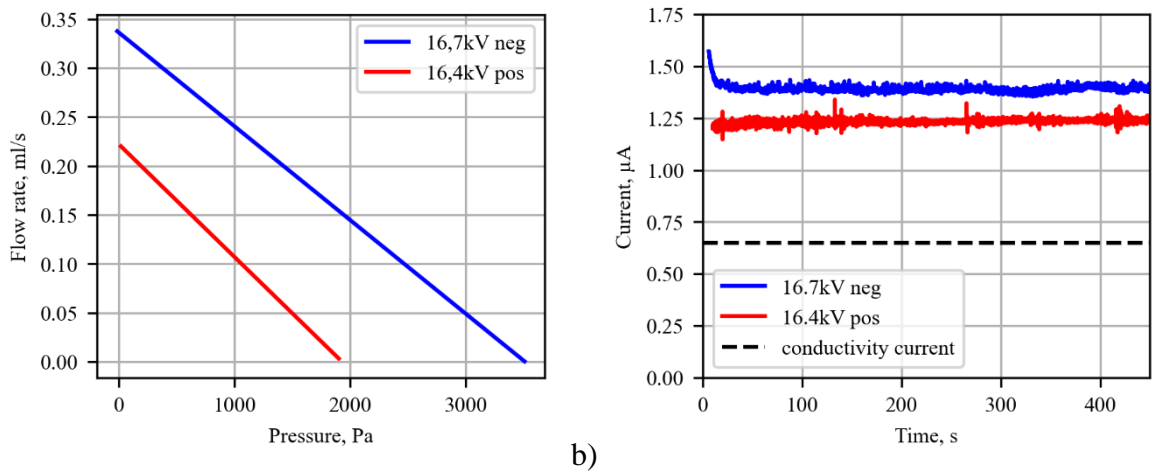


Fig. 5.28 (a) the curve of current–time and (b) the characteristics of pump performance measured at +16.4 kV and –16.7 kV. The black dashed line corresponds to the approximate value of the conductivity current (obtained from the extrapolation of the low-voltage section in Fig. 5.27).

Fig. 5.28a shows measurements of the characteristics of the pump for voltages of similar magnitudes with positive and negative polarities (shown by the "o" markers in Fig. 5.27; 16.4 kV, positive polarity; 16.7 kV, negative polarity). When registering the dependence of the height of the liquid column on time (the process of obtaining the  $Q$ – $P$  characteristics is shown in Fig. 2.25), the electric current in the system was simultaneously measured (Fig. 5.28b). As expected, the  $Q$ – $P$  characteristic exhibited a linear relationship. Maximum values of 0.34 ml/s and 3400 Pa in case of a negative polarity, and 0.22 ml/s and 1900 Pa in case of a positive polarity were obtained. The differences between the pressure and the flow rate of the positive and negative polarities were 50% and 79%, respectively. The current was stable during the measurements. Only in the initial section in case of a negative polarity was a slight reduction in it observed, possibly due to a degradation in injection. The average current in case of a positive polarity was 1.25  $\mu$ A and that with a negative polarity was 1.4  $\mu$ A. The contribution to non-linearity in case of the negative polarity was 25% higher than in case of the positive polarity. The differences between the polarities in terms of the currents and the characteristics of the pump can be explained by the different nature of the active ions. Especially the value of the ionic mobility. In addition, the possible difference can be explained by the difference in the contributions of various charge formation mechanisms. It is well known that the Onsager effect does not depend on the electrode material or polarity, so the difference can be explained by the different contribution of the injection intensity at each polarity.

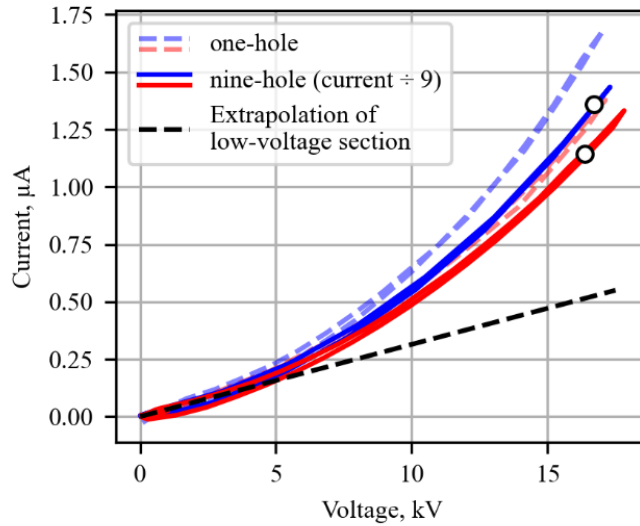
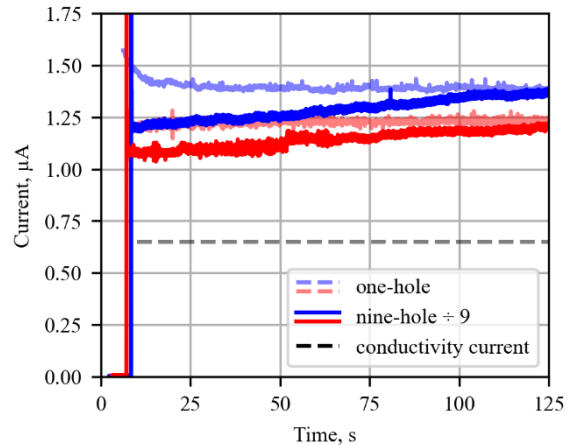
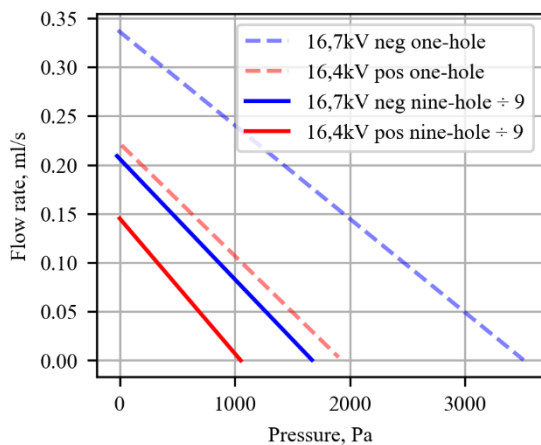


Fig. 5.29 Current–voltage characteristics of one-hole and nine-hole EHD pumps (blue—negative polarity; red—positive polarity). The dashed black line shows the extrapolation of the low-voltage section (Ohm’s law). The two points ("o" markers) correspond to the voltages at which the performance of the pump was measured (+16.4 kV and –16.7 kV).

We then considered the system with nine holes in parallel. Fig. 5.29 shows the current–voltage characteristics of the pump with one hole and the normalized nine-hole pump for ease of comparison (the current was divided by nine). Their curves were qualitatively similar. However, in cases of both negative and positive polarities, the intensity of the current decreased by about 25% (non-linear component). A decrease in the current in case of the pump with nine holes occurred due to the shielding of the electric field and hydrodynamic interaction between flows in different holes. We expected that, by analogy with the normalized current per hole, performance characteristics should have also decreased in the normalized nine-hole pump.



a)

b)

Fig. 5.30 (a) the performance of the pump and (b) the current–time curve at +16.4 kV and –16.7 kV for the one-hole and nine-hole systems. The black dashed line corresponds to the approximate value of the conductivity current (obtained from the extrapolation of the low-voltage section in Fig. 5.29).

Fig. 5.30 shows the characteristics of the pumps and the current–time curves for the systems with one and nine holes (blue curves—negative polarity; red curves—positive polarity). The results of the nine-hole system were normalized to one hole for ease of comparison (the current and flow rate were

divided by nine). According to the  $Q$ – $P$  characteristics, the pressure and specific flow rates of the nine-hole system decreased in case of both negative and positive polarities. With a corresponding increase in the number of holes to nine, the flow rate increased by merely 5.6 times. This result was qualitatively correlated with the drawdown in the current in the system with nine holes (Fig. 5.29), and can be explained by hydrodynamic influence and screening of the electric field at the edges of the holes. Measurements of the characteristics of the pump showed that the electric current in case of both positive and negative polarities increased, as shown in Fig. 5.30b. This can be explained by the relatively large thermal power input to a small volume of liquid  $Q_{\text{heat}} \sim 0.1$  W. At the initial moment of measurements, the flow rate was the maximum (Fig. 2.25c) and, accordingly, so was the heat removal. However, as the liquid column grew and the head increased, the flow rate decreased. This led to the liquid being heated due to Joule heating, and its temperature rose. This did not affect the characteristics of the pump (the  $Q$ – $P$  curve did not change qualitatively), from which we can conclude that the conduction current mainly increased (linear section), and did not contribute to EHD flow.

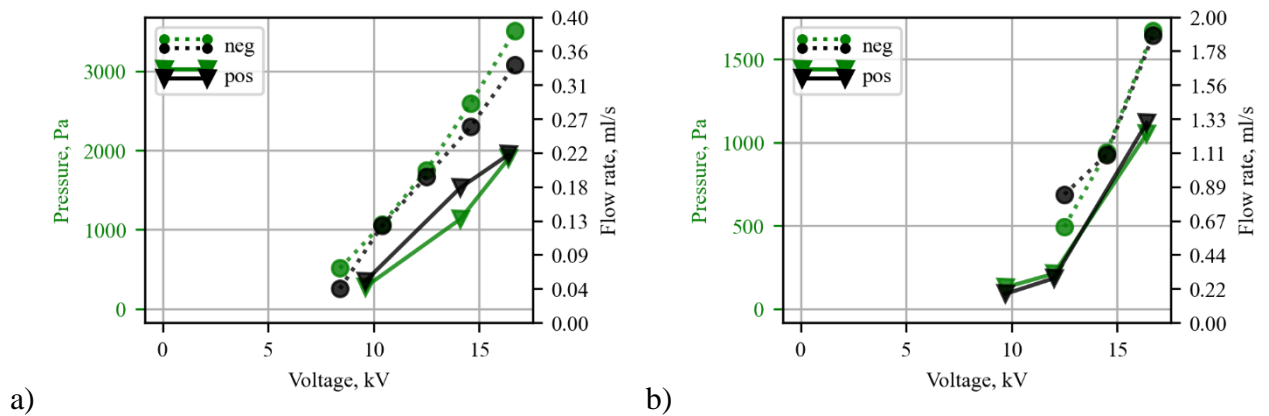


Fig. 5.31 The dependence of pressure (green curves and axes) and the flow rate (black curves and axes) on the applied voltage for (a) one-hole and (b) nine-hole systems.

We also considered the dependence of the characteristics of the pump on the voltage for both polarities in the systems with electrodes containing one (Fig. 5.31a) and nine holes (Fig. 5.31b). The green curves correspond to the pressure values and the black curves to the flow rate values. Because the high-voltage processes of charge formation in the systems were observed from 5 kV (evidenced by the DCVC curves in Figs. 5.27 and 5.29), the range of measurement of the pressure and flow rate was set from 8 kV on. The obtained curves had close to a linear dependence on the voltage. When we considered the entire range of voltage (from 0 kV), this dependence had a non-linear form. As before, the values in both systems increased at a negative polarity, which can be explained by the likely occurrence of injection. The liquid flow rate in such a pump with nine holes reaches units of ml/s.

### 5.5.2. Comparison of the Characteristics of the Designed Pump with Analogues

We now provide a review of experimental investigations into modular EHD pumps. Table 5.3 summarizes the contributions to the area, sorted mainly by the scientific group in question and the type of pump considered (electrode configuration). The aim here is to provide the means for a fair comparison between the work reported here and past research in the area.

The researchers listed in Table 5.3 studied EHD pumps with various electrode configurations, geometric dimensions, and numbers of single EHD pump segments. To make it possible to compare systems with such differing parameters, it is necessary to select comparison criteria that would clearly indicate the potential of the proposed systems. In this section, as in micro hydraulics, the volumetric power density generated by the pump will be adopted as such a universal comparison criterion. For the sake of comparison, the unit of measurement for this quantity will be a non-standard SI unit—mW/cm<sup>3</sup>, which can be interpreted as the useful power generated by the EHD pump with geometric dimensions occupying a volume of 1 cm<sup>3</sup>, or in other words, 1 ml. This volume was chosen as a characteristic size for miniature EHD pumps since most applications presume the use of compact pumps (cooling systems, soft robotics, etc.). In addition to performance, the comparison will be made on efficiency, i.e., the pump's coefficient of performance, as far as possible. However, since not all the works presented carried out measurements of electric current, this parameter might be absent.

Articles were selected based on the completeness of the data presented for accurate system parameter recovery and calculation of volumetric useful power density. The main data include the geometric parameters of the system, both with and without the enclosure (liquid channel only), generated head and flow rate, as well as the operating voltage of the pump and the flowing electric current, necessary for determining efficiency. For some studies, different system sizes are provided: with an outer enclosure, without an enclosure but with substrates or walls for sealing, and the dimensions of the liquid channel only. Based on the geometric dimensions and the number of individual segments of the modular EHD pump, the size of one pump module and its volume were calculated, after which the number of modules fitting in a volume of 1 cm<sup>3</sup> was determined. Pressure and flow for each segment were recalculated considering the experimental data and the known number of modules connected in parallel and series (for example, if there were five parallel modules, the flow rate was divided by five, and with 10 series modules, the pressure was reduced tenfold). Since the same research group might have published a series of articles dedicated to the same EHD pump configuration, either one of the works most fully describing the system parameters and generating the best characteristics compared to similar ones was included in the table, or several works if they significantly differed in characteristics

due to different sizes, used liquids, or voltages. As far as possible, preference was given to studies that included measurements of electric current to determine the efficiency of EHD pumps.

Table 5.3 Comparison of the characteristics of various EHD pumps.

Source	Pump type	Liquid, S/m, mPa·s, kg/m <sup>3</sup>	Comments	W, cm	L, cm	H, cm	Size, cm <sup>3</sup>	IEG, mm	V <sub>0</sub> , kV	I, μA	P <sub>max</sub> , kPa	Q <sub>max</sub> , ml/s	W <sub>out</sub> , mW	W <sub>out</sub> / Size, mW/cm <sup>3</sup>	Efficiency, %
Yokota et al., 2004	Planar lines	FF-1EHA2	without enclosure (with substrate)	19	28	0,6	319	0,20	2,0	20000	7	5,5	9,6	0,030	0,024
Seo et al., 2007	Saw-tooth planar #5 24 Series 56 Parallel	FF-1EHA2 ρ = 1688 η = 14,9 σ = 5e-9	without enclosure (with substrate)	1,1	9,0	0,21	2,1	0,20	3,0	600	12	0,93	2,7	1,3	0,15
Eom et al., 2016	Needle-hole 4 Parallel	FF-1EHA2	with enclosure	1,6	1,6	0,32	0,2	0,20	4,0	30	14	0,29	0,97	6,0	0,81
Han et al., 2020	Triangular prism-slit (TPSE) 4 Series 1 Parallel	FF-1EHA2	without enclosure (with substrate)	0,20	1,4	0,21	0,059	0,20	2,0	N/A	8,9	0,071	0,16	2,7	N/A
Kim et al., 2020	TPSE 10 Series 3 Parallel	FF-101EHA2 N/A	without enclosure (with substrate)	0,21	2,3	0,21	0,10	0,20	4,0	N/A	73	0,18	3,3	33	N/A
Cacucciolo et al., 2019	Stretchable planar lines 17 Series 2 Parallel	Fluorinert FC-40 ρ = 1850 η = 2,2 σ ~ 1e-13	with enclosure	1,9	7,5	0,13	1,9	0,50	6,0	30	14	0,1	1,4	0,76	0,78
Seki et al., 2020	Stretchable planar lines 10 Series 2 Parallel	Novec 7300 ρ = 1660 η = 0,71 σ ~ 1e-10	with enclosure	2,0	11	0,15	3,47	0,20	8,0	14	11,1	2,4	27	7,8	24
Patel and Seyed-Yagoobi, 2011	Disk-electrodes with a circular hole 10 Series	HCFC-123 ρ = 1463 η = 0,456 σ = 4.7e-11	only fluidic channel	0,10	2,2	0,1	0,022	0,13	1,5	75	0,9	0,053	0,047	2,13	0,042
Tsukiji and Hamada, 2016	Multi-holes disk-electrodes	HFE-7100 ρ = 1520 η = 0,58 σ = 3e-8	only fluidic channel	0,235	12	0,24	0,64	1,0	3,0	N/A	0,19	0,16	0,030	0,047	N/A
<b>This Work</b>	Copper-foiled dielectric barrier with hole 9 Parallel	Dodecane + Span85 rho 767 visc 2 sigma 8e-9	without enclosure	0,40	0,40	0,12	0,020	1,0	17	11,3	1,5	1,9	0,71	36	0,38

The working fluid used in the system is also as important as the electrode configuration, as the mechanical and electrical properties of the fluid directly influence the characteristics of EHD flow. The viscosity of the fluids used in the literature varied significantly from approximately 0.5 mPa·s [182, 183, 189] to 15 mPa·s [12, 14, 179–181]. The range of conductivities that were considered is even broader—more than three orders of magnitude (from 10<sup>-11</sup> to 10<sup>-8</sup> S/m). Therefore, while our initial comparison with works in this field showed the promise of the proposed electrode configuration, the system characteristics can significantly change depending on the conductivity of the used fluid (in the case of dissociative charge formation) or impurities in it (in the cases of injection). This can either improve or deteriorate the performance and efficiency of the EHD pump.

In addition to the above, the inter-electrode gap and the applied voltage are significant input parameters, which varied significantly in different studies. This makes comparing the results of past

work with our research challenging at first glance. However, the electric field strength is the main parameter characterizing EHD flow. On average, this is the ratio of voltage to the inter-electrode gap. In this work, we used an EHD pump with an inter-electrode gap of 1 mm and an applied voltage of 16.4–16.7 kV. To reduce the applied voltage while maintaining the pump performance, it is necessary to proportionally reduce the inter-electrode gap. Thus, the inter-electrode gap should be 0.2 mm to achieve the same performance as indicated here, at a voltage of 2 kV.

For ease of information perception, the data in the table is divided into four categories. The first category includes the work of the Japanese research group led by Professor Yokota. The second category contains work exploring the configuration of flexible flat electrodes. The third category represents EHD pumps with a standard configuration for conductive pumps and relatively high conductivity of liquid dielectrics. The fourth category includes the characteristics of the EHD pump presented in this dissertation, based on foil dielectric barriers with a hole.

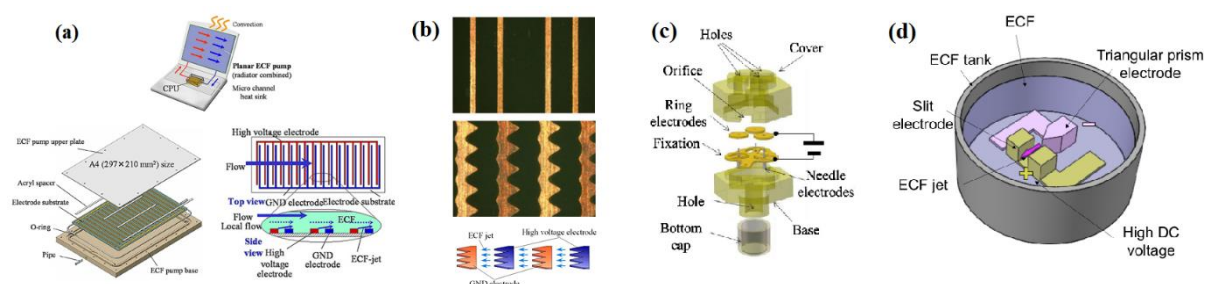


Fig. 5.32 Illustration of the evolution of electrode configurations of EHD pumps designed by Professor Yokota’s research group [12, 14, 22, 179, 180]. (a) flat electrode configuration, (b) saw-tooth flat electrodes, (c) needle–hole, and (d) “triangular prism–slit”.

A distinctive feature of Professor Yokota’s research group is their focus on developing high-performance EHD pumps for use in liquid cooling systems and soft robots. In their earliest works, dated 2004 [180], the group proposed a flat configuration of the EHD pump, presented in Fig. 5.32a. This system was intended for easy integration into laptop displays, providing liquid circulation between the processor and the radiator. As can be seen from the Table 5.3, the volumetric power density for this configuration reached relatively low values at  $0.03 \text{ mW/cm}^3$ . In 2007 [12], due to low performance indicators, flat electrodes were modified into saw-tooth flat electrodes (Fig. 5.32b). The performance of these systems exceeded the previous one by nearly 50 times, however, the researchers from Japan continued their developments. Thus, in 2016 [181] a laboratory prototype of a needle–hole EHD pump was assembled and studied (Fig. 5.32c shows an illustration taken from a later work). These pumps demonstrated even greater performance than the saw-tooth flat electrodes— $6 \text{ mW/cm}^3$ . It should be noted that subsequent works [14, 179] indicate that, despite the high-performance indicators, the needle–hole electrode system is complex in assembly and requires lengthy adjustments, which cannot be automated. Based on this, the research group suggests using the “triangular prism–slit” electrode (TPSE) configuration (Fig. 5.32d). The main advantages of this system are high performance and an automated

production process, based on photolithographic application of electrodes. A modular TPSE EHD pump with 10 serial segments and three parallel ones is studied in works [14, 179]. The volumetric density reaches significant values of 2.7 and 33 mW/cm<sup>3</sup>. The difference in performance, exceeding ten times between these works, despite identical geometric parameters, technological process, and electrode configuration, can be explained by different commercial liquids used in experiments (no detailed description of composition and properties was found for FF-101EHA2). Such a strong influence of the liquid on the characteristics may be related either to significant differences in low-voltage conductivity, or to a large difference in injection force.

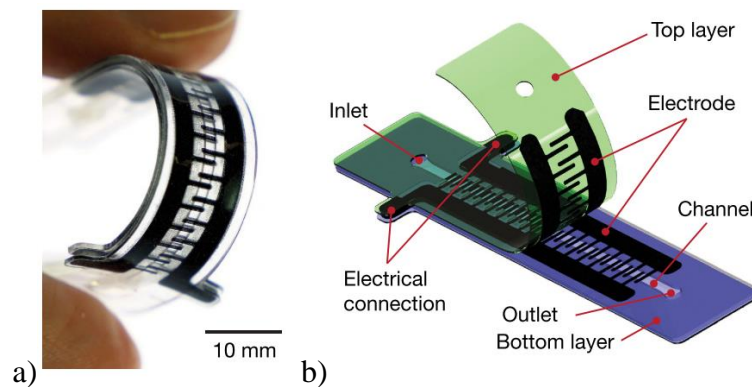


Fig. 5.33 Photograph and illustration of EHD pumps with flexible flat electrodes used in [19, 189].

Next, let's consider two works [19, 189] that investigate EHD pumps composed of flexible flat electrodes (Fig. 5.33). Due to the possibility of deformation, a significant advantage of such systems is the potential application in soft robotics directly in movable areas (soft robot manipulators). The volumetric useful power density for these systems reaches values of 0.76 and 7.8 mW/cm<sup>3</sup>, which differs by tenfold. The main reasons for the difference could be differences in injection, as the low-voltage conductivity of the liquids is quite low to assert the predominance of surface over volumetric charge formation, as well as a difference in the IEG. It is also worth noting that in the work of Seki et al., 2020 [189], a remarkably high efficiency rate of 24% is achieved—among the highest in the studies considered in this table.

Finally, let's consider the characteristics for EHD pumps based on a conductive pumping mechanism and a standard electrode configuration for it. The main research group investigating these pumps is, of course, the research group from the USA led by Professor Seyed-Yagoobi. The main application area for the developed pumps is single-phase and two-phase cooling systems, as well as liquid manifolds for flow distribution control in various pipes. As previously noted in the literature review, pumps based on a dissociation charge formation mechanism lag behind in characteristics compared to injection pumps and pumps based on the Wien effect. As can be seen, the volumetric power density for pumps in works [182, 183] reaches values of 2.1 and 0.047 mW/cm<sup>3</sup>, which, by analogy with

the difference in works with TPSE [14, 179], can be explained by differences in liquids and the possible presence of injection in the system [182], which makes it more productive.

Based on the results presented in Table 5.3, it can be concluded that the EHD pump presented in this dissertation can compete in performance with the best analogs developed and published in scientific works to date. Thus, the developed EHD pump achieves a volumetric useful power density of  $36 \text{ mW/cm}^3$ , which is no less than the values for the most elaborated and optimized system at the moment—“triangular prism–slit”. And in terms of the simplicity of production technology, the pump from this research surpasses the “triangular prism–slit” system.

## Conclusions for this Chapter

The system of «perforated foil-clad dielectric barriers» can be used as an EHD pump, where the pumping is directed from the foil towards the dielectric barrier and reaches maximum flow and pressure values of 0.14, 0.3 ml/s and 1400, 4000 Pa for positive and negative polarity, respectively. The significant difference in the pump’s current and mechanical characteristics depending on the polarity indicates the presence of injection charge formation.

The comparison of computer simulation results with experimental data showed that the numerical DCVCs in the range up to 7 kV (considering only dissociation and the Wien effect) coincides with the initial segment for positive polarity and is twice as low for the negative polarity segment. This may indicate the presence of injection at negative polarity. Thus, the comparison of experimental and calculated data is most justified for positive polarity. However, even for positive polarity, an overestimation of the electric current and  $Q$ – $P$  characteristics in the computer model was found compared to the experimental data.

Independent confirmation was obtained in the «plane–six wires–plane» system of Professor Suh’s research group’s assumption about a more exaggerated value of the recombination coefficient obtained by the Langevin equation. With the corresponding correction of  $k_L = 0.07$ , the proposed numerical model gives a quantitatively correct result for both types of characteristics.

The research conclusions underline the significant potential of the proposed modular EHD pump to achieve high performance indicators in various application areas, such as cooling systems with high flow requirements or robotic drives requiring high pressures.

Thanks to scaling, the proposed modular EHD pump allows integrating individual nodes (pairs of electrodes with one hole) in parallel or sequentially to modify the flow rate or generated pressure. This approach can be implemented by drilling additional holes and adding additional spacer and electrode stages.



During the research, two pump configurations were studied: with one hole in a single-stage pump and with nine holes in a single-stage pump (with a 1 mm gap between the holes). It was found that the pressure, flow rate, and electric currents in the system with nine holes increased disproportionately relative to the number of holes. The performance degradation, recalculated per node, may be explained by the hydrodynamic influence between the holes and the electric field shielding.

Thus, the research results show that the proposed modular EHD pump can provide high performance indicators, adapting to different requirements in various applications, thanks to the flexibility of scaling.

The comparison of the characteristics of the developed modular EHD pump with analogs demonstrates the significant potential of the electrode configuration proposed in this dissertation. The volumetric power density reaches  $36 \text{ mW/cm}^3$ , which, for illustration, corresponds to the characteristics of a pump with a head of 6 kPa and a flow rate of 6 ml/s. These indicators are comparable to the best analogs presented in the scientific literature. In addition, the manufacturing process of the proposed EHD pump is much simpler than that of the analogs, making it more attractive and economically beneficial for widespread application.

## CONCLUSION

The methodology of determining the injection function through the comparison of numerical and experimental current-voltage characteristics presents a realistic method for quantitative estimation of the injection function. The velocity fields obtained in computer modeling using the selected injection function for the blade–plane system and PDMS-5 fluid correspond well to the experimentally recorded EHD flows.

The injection function is sensitive to the chemical composition of metal alloys. It is insufficient to regulate the electrode material solely according to the metallurgical standards. The injection function for the same metal can differ. The difference in the injection function for nichrome wires of 100 and 150  $\mu\text{m}$  was 30 and 40%. The injection function for the same batch gives a reproducible result (left and right planes registered the same current). The injection function must be determined for each individual batch of metal–liquid pair.

The research has found that temperature significantly affects the current characteristics and structure of EHD flows, at least in the case of the combined action of injection and dissociation charge generation mechanisms. However, based on the obtained data, it can be assumed that the injection function has a very weak dependency on temperature (less than 10% with a temperature change of 30 degrees), and it can be neglected.

The proposed flow-through electrode configuration of the EHD heat exchanger is more preferable compared to the ones presented in the literature and allows electroconvection to simply mix the fluid moving along the heater, without delaying the external flow. The key point is that the performance of such an EHD heat exchanger can be quantitatively estimated using a two-dimensional problem setup, where the change in time  $t$  corresponds to the displacement along the channel axis by the distance  $z = u_0 \cdot t$ ; in this case, the error is within approximately 10%. This feature allows numerical estimation of the characteristics of a real heat exchanger in a complete EHD setup, even considering real electrophysical properties and their temperature dependencies. The simplified modeling methodology showed a good match with experimental data.

The EHD pump with the “holes in a foil dielectric barrier” electrode configuration generates at a single hole and negative polarity a flow rate of about 0.3 ml/s and a head of about 5 kPa at a voltage of 19 kV and a current of about 2.5  $\mu\text{A}$ ; with positive polarity—0.1 ml/s and 2 kPa at 19 kV and 1  $\mu\text{A}$  (which corresponds to an efficiency of about 0.5%).

**Further prospects of research:**

1. Development, assembly, and investigation of an integrated prototype of the electrohydrodynamic heat removal system.
  - a. Design and assembly of an optimized electrohydrodynamic heat exchanger.
  - b. Design and assembly of an optimized EHD pump.
2. Examination of the operational stability of dissociation electrohydrodynamic devices over extended time intervals.
3. Creation of a database of various fluids and impurities that present an issue of overestimated recombination coefficient when using the Langevin relation.

## ACKNOWLEDGEMENTS

First and foremost, I would like to express my sincere gratitude to my scientific supervisor—Vladimir Alexandrovich Chirkov. During my junior year of undergraduate studies, I first met Dr. Chirkov at a faculty presentation aimed at attracting students to various coursework. The field where an electric field could induce flow and be used in applied devices inspired me greatly. I saw in it the potential, the interest in practical application, the opportunity for development and device creation. Since then, our long-term collaboration has begun: together with Dr. Chirkov, we have written numerous articles, presented many reports at conferences, visited various countries, and conducted numerous experiments, both numerical and physical. During this time, I managed to participate in a start-up, win a grant, establish and liquidate a company called the “Electrohydrodynamic Laboratory”.

I would also like to thank my senior colleagues: Sergey Vasilkov, who was my partner in the “Electrohydrodynamic Laboratory” and with whom we were involved in the start-up; Dmitry Komarov and Andrey Sitnikov, who always provided support during the experiments and were true professionals in their field.

I would like to extend my particular gratitude to my parents and especially my dear grandmother, Nora Bogdanovna, whose persistence and support played a decisive role in my successful completion of the research and presentation of the results in the form of a Ph.D. thesis.

The work was carried out using the experimental and numerical resources of SPbU. The properties of the fluids and their temperature dependencies were determined using experimental facilities provided by the resource center (RC) “Center for Functional Materials Diagnostics for Medicine, Pharmacology, and Nanoelectronics”. Calculations were performed using computing resources provided by the RC “Computing Center”. Investigations of vector velocity fields were conducted using experimental resources provided by the RC “Center for Geoecological Research and Modeling (Geomodel)”. The analysis of wire composition described in paragraph 3.2 was carried out using experimental resources provided by the RC “Methods for Substance Composition Analysis”. Holes in the textolite for the EHD pump were drilled using the engineering resources of the RC “Center for Research of Extreme States of Materials and Structures”.

## NOMENCLATURE

$a_i$	radius of the $i$ -th ion type
$A_1, A_2$	coefficients of the fitted injection function
$b, b_i$	mobility and mobility of the $i$ -th ion type
$C$	electrical capacity of the system
$C_p$	heat capacity at constant pressure
$d$	diameter notation
$D_i$	diffusion coefficient of the $i$ -th ion type
$e$	elementary electric charge
$\vec{E}$	electric field strength
$E_{st}$	electric field strength threshold for charge injection
$\vec{f}_E$	electric field strength at a potential difference of 1 V between electrodes and in the absence of space charge
$f_{inj}$	surface charge formation function (injection function)
$F_{Ons}$	relative increase in dissociation rate (Onsager function)
$g$	gravitational acceleration
$g_i$	source function in Nernst-Planck equation
$h$	height of the liquid column in a liquid manometer
$I$	electric current
$I_0$	conductivity contribution (Ohm's law) to total electric current
$I_c$	capacitive current
$I_{inj}$	injection contribution to total electric current
$I_1$	modified Bessel function of the first kind of the first order
$i$	index enumerating ion types (positive or negative)
$\vec{J}_i$	ion flux density
$\vec{J}_\Sigma$	vector sum of the space flux densities of all types (taking into account the charge number)
$k$	thermal conductivity of the liquid
$k_B$	Boltzmann constant
$k_L$	refinement coefficient before the recombination coefficient
$l$	number of nodes of the finite element model along $z$ in the 3D model
$L$	length notation
$m$	number of computer model time steps

$M_1$	unit matrix
$N$	index characterizing the normal vector component
$n_i$	concentration of the $i$ -th ion type
$n_0$	equilibrium ion concentration in the absence of an external electric field
$P$	pressure
$q$	heat flux
$q_{\perp}$	normal component of heat flux
$Q$	liquid flow rate
$S$	area notation (cross-sectional area)
$t$	time
$\tau_M$	charge relaxation time
$\tau_H$	characteristic time of liquid column establishment process
$t_s$	“switch-on” time of the heater in the computer model of the EHD heat exchanger
$T$	liquid temperature
$T$	transpose operation
$T_h$	temperature at the heater surface
$T_{in}$	temperature at the inlet of the EHD heat exchanger
$T_{out}$	temperature at the outlet of the EHD heat exchanger
$T_{out-calc}$	recalculated temperature at the outlet of the EHD heat exchanger
$T_{out-sim}$	temperature at the outlet of the EHD heat exchanger computer model
$\Delta T$	superheat
$\vec{u}$	liquid velocity
$u_0$	average pumping velocity in the EHD heat exchanger
$V$	volume notation
$V_0$	applied voltage
$W$	power notation (thermal or electrical)
$W_0$	dissociation rate at zero electric field strength
$x, y, z$	Cartesian coordinate notations
$X$	width of the 3D EHD heat exchanger model
$Z$	length of the 3D EHD heat exchanger model
$Z_i$	valence of the $i$ -th ion type
$\alpha_r$	recombination coefficient
$\gamma$	liquid density
$\epsilon_0$	vacuum dielectric permittivity
$\epsilon_r$	relative dielectric permittivity of the liquid

$\eta$	dynamic viscosity of the liquid
$\Theta$	Heaviside step function
$\xi$	integrated contour of the electrode surface
$\rho$	space charge density
$\sigma_0$	low-voltage electrical conductivity
$\varphi$	electric potential

## BIBLIOGRAPHY

- [1] Stishkov, Y. K. Electrohydrodynamic flows in liquid dielectrics / Y. K. Stishkov, A. A. Ostapenko. — Leningrad : Publishing House of Leningrad University, 1989. — 174 p. (in Russian)
- [2] Faraday, M. Experimental Researches. Vol. 1 / M. Faraday. — Dover Publications, 1838.
- [3] Gemant, A. Electrotech. Zeit. / A. Gemant. — 1929. — Vol. 34. — P. 1225.
- [4] Ostroumov, G. A. To the question of the hydrodynamics of electric discharges / G. A. Ostroumov // Journal of Technical Physics. — 1954. — Vol. 24, № 10. — P. 1915–1919. (in Russian)
- [5] Ostroumov, G. A. Interaction of electric and hydrodynamic fields: physical fundamentals of electrohydrodynamics / G. A. Ostroumov. — Moscow: Nauka, 1979. — 319 p. (in Russian)
- [6] Zhakin, A. I. Near-electrode and transient processes in liquid dielectrics / A. I. Zhakin // Physics-Uspekhi. — 2006. — Vol. 49, № 3. — P. 275.
- [7] Suh, Y. K. Modeling and simulation of ion transport in dielectric liquids - Fundamentals and review / Y. K. Suh // IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul. — 2012. — Vol. 19, No. 3. - P. 831-848.
- [8] Onsager, L. Deviations from Ohm's law in weak electrolytes / L. Onsager // J. Chem. Phys.— 1934. — Vol. 2. — P. 599–615.
- [9] Vasilkov, S. A. Electrohydrodynamic flow caused by field-enhanced dissociation solely / S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // Phys. Fluids. — 2017. — Vol. 29, No. 6. — P. 063601.
- [10] Chirkov, V. A. The role of field-enhanced dissociation in electrohydrodynamic flow formation in a highly non-uniform electric field / V. A. Chirkov, S. A. Vasilkov, Y. K. Stishkov // J. Electrostat. — 2018. — Vol. 93, No. October 2017. — P. 104–109.
- [11] Pearson, M. R. Experimental study of EHD conduction pumping at the meso- and micro-scale / M. R. Pearson, J. Seyed-Yagoobi // J. Electrostat. — 2011. — Vol. 69, No. 6. — P. 479–485.
- [12] Seo, W. S. A high performance planar pump using electro-conjugate fluid with improved electrode patterns / W. S. Seo, K. Yoshida, S. Yokota, K. Edamura // Sensors Actuators, A Phys. - 2007. - Vol. 134, No. 2. — P. 606–614.
- [13] Han, D. ECF micropump fabricated by electroforming with novel self-aligned micro-molding technology / D. Han, J. W. Kim, S. Yokota, K. Edamura // J. Phys. Conf. Ser. — 2015. — Vol. 660, No. 1. — P. 012029.
- [14] Han, D. Configurations of triangular prism and slit electrode pairs to enhance the performance of electro-conjugate fluid micropumps / D. Han, H. Wang, S. Yokota, J.-W. Kim // J. Micromechanics Microengineering. — 2020. — Vol. 30, No. 2. — P. 025007.
- [15] J. Shrimpton., J. Charge Injection Systems / J. Shrimpton., – Berlin, Heidelberg : Springer, 2009. — 196 p.
- [16] Kourmatzis, A. Electrohydrodynamic inter-electrode flow and liquid jet characteristics in charge injection atomizers / A. Kourmatzis, J. S. Shrimpton // Exp. Fluids. — 2014. — Vol. 55, № 3. — P. 1688.
- [17] Atten, P. Electrohydrodynamics of dispersed drops of conducting liquid: From drops deformation and interaction to emulsion evolution / P. Atten // Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol. — 2013. — Vol. 7, No. 1. — P. 2–12.



- [18] Hellesø, S. M. Experimental study of electrocoalescence of water drops in crude oil using near-infrared camera / S. M. Hellesø, P. Atten, G. Berg, L. E. Lundgaard // *Exp. Fluids*. — 2015. — Vol. 56, No. 6. — P. 2–12.
- [19] Cacucciolo, V. Stretchable pumps for soft machines / V. Cacucciolo, J. Shintake, Y. Kuwajima, S. Maeda, D. Floreano, H. Shea // *Nature*. — 2019. — Vol. 572, No. 7770. — P. 516–519.
- [20] Wang, J. Recent Progress in Artificial Muscles for Interactive Soft Robotics / J. Wang, D. Gao, P. S. Lee // *Advanced Materials*. — 2021. — Vol. 33, No. 19.
- [21] Rich, S. I. Untethered soft robotics / S. I. Rich, R. J. Wood, C. Majidi // *Nature Electronics*. — 2018. — Vol. 1, Issue 2. — P. 102–112.
- [22] Mao, Z. Soft fiber-reinforced bending finger with three chambers actuated by ECF (electro-conjugate fluid) pumps / Z. Mao, T. Nagaoka, S. Yokota, J. Kim // *Sensors Actuators A Phys.* — 2020. — Vol. 310. — P. 112034.
- [23] Abe, R. Concept of a micro finger using electro-conjugate fluid and fabrication of a large model prototype / R. Abe, K. Takemura, K. Edamura, S. Yokota // *Sensors Actuators A Phys.* — 2007. — Vol. 136, No. 2. — P. 629–637.
- [24] Patel, V. K. Long-term performance evaluation of microscale two-phase heat transport device driven by EHD conduction / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2014. — Vol. 50. — P. 3011–3016.
- [25] Wu, P. Heat transfer enhancement by an electrohydrodynamic plume induced by ion injection from a hyperbolic blade / P. Wu, C. Traore, C. Louste, A. T. Perez, P. A. Vazquez // *2014 IEEE 18th Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2014. — P. 1–4.
- [26] Ng, K. Transient Two-Phase Flow Patterns by Application of a High Voltage Pulse Width Modulated Signal and the Effect on Condensation Heat Transfer / K. Ng, C. Y. Ching, J. S. Cotton // *J. Heat Transfer*. — 2011. — Vol. 133, No. 9. — P. 091501.
- [27] Pearson, M. R. EHD Conduction-Driven Enhancement of Critical Heat Flux in Pool Boiling / M. R. Pearson, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2013. — Vol. 49, No. 4. — P. 1808–1816.
- [28] Yazdani, M. Heat transfer enhancement of a Poiseuille flow by means of electric conduction phenomenon / M. Yazdani, J. Seyed-Yagoobi // *2008 IEEE International Conference on Dielectric Liquids*. — 2008. — P. 1–4.
- [29] Testi, D. Parabolic flight results of electrohydrodynamic heat transfer enhancement in a square duct / D. Testi, F. D'Ettoire, D. Della Vista, W. Grassi // *Int. J. Therm. Sci.* — 2017. — Vol. 117. — P. 1–13.
- [30] Patel, V. K. Effect of Gravity on Electrohydrodynamic Conduction Driven Liquid Film Flow Boiling / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi, F. Robinson, J. R. Didion // *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*. — 2016. — Vol. 30, No. 2. — P. 429–437.
- [31] Patent № US-Patent-10,132,527. Electrohydrodynamic (EHD) Refrigerant Pump : № 20190000750 : applied 29.09.2015 : published 20.11.2018 / Jamal S. Yagoobi – 11 p.
- [32] Yagoobi, J. S. Transport of Heat and Mass with Electrical Field - from Earth to Space / J. S. Yagoobi // *2019 IEEE 20th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL)*. — Roma, Italy, 2019. — P. 1–5.
- [33] Felici, N. Injection d'ions par des électrodes métalliques dans les hydrocarbures liquides de résistivité élevée / N. Felici, J. P. Gosse // *Rev. Phys. Appliquée*. — 1979. — Vol. 14, No. 5. — P. 629–633.

- [34] Felici, N. J. Conduction and electrification in dielectric liquids: Two related phenomena of the same electrochemical nature / N. J. Felici // *J. Electrostat.* — 1984. — Vol. 15, No. 3. — P. 291–297.
- [35] Felici, N. High-Field Conduction in Dielectric Liquids Revisited / N. Felici // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 233–238.
- [36] Gosse, J. P. Electric Conduction in Dielectric Liquids / J. P. Gosse // 1988. — P. 503–517.
- [37] Castellanos, A. *Electrohydrodynamics* / Antonio Castellanos. — Vienna: Springer Vienna, 1998. — 363 p.
- [38] Becerra, M. Electrohydrodynamic motion due to space-charge limited injection of charges in cyclohexane / M. Becerra, H. Frid // 2014 IEEE 18th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). — 2014. — No. 3. — P. 1–4.
- [39] Zhakin, A. I. Ionic conductivity and complexation in liquid dielectrics / A. I. Zhakin // *Physics-Uspekhi.* — 2003. — Vol. 46, № 1. — P. 45.
- [40] Zhakin, A. I. *Electrohydrodynamics* / A. I. Zhakin // *Physics-Uspekhi.* — 2012. — Vol. 55, № 5. — P. 465.
- [41] Daaboul, M. Study of the transition from conduction to injection in an electrohydrodynamic flow in blade-plane geometry / M. Daaboul, P. Traoré, P. Vázquez, C. Louste // *J. Electrostat.* — 2017. — Vol. 88. — P. 71–75.
- [42] Nishikawara, M. Synergy between injection and dissociation mechanisms in electrohydrodynamic pumps modeled numerically / M. Nishikawara, H. Yanada, K. Shomura // *J. Electrostat.* — 2018. — Vol. 93, No. March. — P. 137–145.
- [43] Alj, A. Creation of Charge Carriers in Nonpolar Liquids / A. Alj, A. Denat, J. P. Gosse, B. Gosse, I. Nakamura // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 221–231.
- [44] Stishkov, Y. K. Computer simulation of EHD flows in a needle-plane electrode system / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov // *Tech. Phys.* — 2008. — Vol. 53, No. 11. — P. 1407–1413.
- [45] Traoré, P. Numerical simulation and PIV experimental analysis of electrohydrodynamic plumes induced by a blade electrode / P. Traoré, M. Daaboul, C. Louste // *J. Phys. D. Appl. Phys.* — 2010. — Vol. 43, No. 22. — P. 225502.
- [46] Stishkov, Y. Dependence of the electrohydrodynamic flows structure in very non-uniform electric field on the charge formation mechanism / Y. Stishkov, V. Chirkov // *Proc. - IEEE Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2011. — P. 1–4.
- [47] Stishkov, Y. K. Formation of electrohydrodynamic flows in strongly nonuniform electric fields for two charge-formation modes / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov // *Tech. Phys.* — 2012. — Vol. 57, No. 1. — P. 1–11.
- [48] Denat, A. Ion injections in hydrocarbons / A. Denat, B. Gosse, J. P. Gosse // *J. Electrostat.* — 1979. — Vol. 7, No. C. — P. 205–225.
- [49] Castellanos, A. Generalised Thomson-Onsager model for charge injection into dielectric liquids / A. Castellanos, F. Pontiga // *Proceedings of 1995 Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena.* — 1995. — No. 4. — P. 616–620.
- [50] Kuroboshi, Y. Understanding of electro-conjugate fluid flow with dibutyl decanedioate using numerical simulation — Calculating ion mobility using molecular dynamics simulation / Y. Kuroboshi, K. Takemura, K. Edamura // *Sensors Actuators, B Chem.* — 2018. — Vol. 255. — P. 448–453.

[51] Nemamcha, M. Temperature Dependence of Ion Injection by Metallic Electrodes into Non-Polar Dielectric Liquids / M. Nemamcha, J. P. Gosse, A. Denat, B. Gosse // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1987. — Vol. EI-22, No. 4. — P. 459–465.

[52] Adamchevskiy, I. Electric Conductivity of Liquid Dielectrics / I. Adamchevskiy. — Leningrad: Energiya, 1972. — 296 p. (in Russian)

[53] Nishikawara, M. Temperature Dependence of the Characteristics of an Electrohydrodynamic Pump with Plate-Bar Electrodes / M. Nishikawara, R. Yoneda, Y. Shinagawa, H. Yanada, T. Miyakita, K. Sawada // *IEEE Transactions on Industry Applications.* — 2020. — Vol. 56, No. 1. — P. 704–710.

[54] Zahn, M. Effects of electrode material on charge injection, transport, energy storage and dissipation in highly purified water / M. Zahn, Y. Ohki, J. Gottwald, K. Rhoads, M. LaGasse // 1984 IEEE International Conference on Electrical Insulation. — 1984. — Vol. 5, No. 3. — P. 304–310.

[55] Stishkov, Y. K. Study of electrohydrodynamic flows in superstrong electric fields / Y. K. Stishkov, S. Yu. Krasilnikov, V. A. Chirkov // *Electronic Materials Processing.* — 2012. — Vol. 48, № 4. — P. 26–32. (in Russian)

[56] Russel, M. K. Effect of electrode surface topology on charge injection characteristics in dielectric liquids: An experimental study / M. K. Russel, P. R. Selvaganapathy, C. Y. Ching // *J. Electrostat.* — 2014. — Vol. 72, No. 6. — P. 487–492.

[57] Seyed-Yagoobi, J. Effects of long-term low-level charge injection on insulating oil / J. Seyed-Yagoobi, P. T. Krein, J. M. Crowley, J. C. Chato // *Conference on Electrical Insulation & Dielectric Phenomena - Annual Report 1984.* — 1984. — Vol. 2, No. 6. — P. 307–311.

[58] Paschkewitz, J. S. Exposure testing of dielectric liquids for aircraft EHD heat exchanger applications / J. S. Paschkewitz // 1998 Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (Cat. No.98CH36257). — 1998. — Vol. 1. — P. 166–169.

[59] Chirkov, V. A. A technique for rapid diagnostics of dielectric liquids basing on their high-voltage conductivity / V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — 2016. — Vol. 81. — P. 48–53.

[60] Bologna, M. K. Relaxation of Output Characteristics of Electrohydrodynamic Pumps / M. K. Bologna, F. P. Grosu, I. V. Kozhevnikov // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2018. — Vol. 54, No. 2. — P. 168–173.

[61] Testi, D. Heat transfer enhancement by an impinging ionic jet in a viscous transformer coolant / D. Testi // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 91. — P. 256–261.

[62] Testi, D. Heat transfer enhancement in a dielectric coolant by electroconvection in point-plane geometry / D. Testi // *Proc. - IEEE Int. Conf. Dielectr. Liq.* — 2019. — Vol. 2019-June, No. Icdl. — P. 1–5.

[63] Zhakin, A. I. High-voltage electrode degradation caused by electrochemical injection in liquid dielectrics / A. I. Zhakin, A. E. Kuzko // *Elektron. Obrab. Mater.* — 2021. — Vol. 57, No. 6. — P. 36–49. (in Russian)

[64] Chirkov, V. Diagnostics of Dielectric Liquid Aging Based on Dynamical Current-voltage Characteristics / V. Chirkov, I. Gulenko, A. Samusenko, A. Komarov, M. Lyutikova // 2022 IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). — May 2022. — P. 1–4.

[65] Patel, V. K. Long-term performance evaluation of microscale two-phase heat transport device driven by EHD conduction / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2014. — Vol. 50, No. 5. — P. 3011–3016.

[66] Wien, M. Über eine Abweichung vom Ohmschen Gesetze bei Elektrolyten / M. Wien // *Annalen Der Physik.* — 1927. — Vol. 388, № 11. — P. 327–361.

[67] Randriamalala, Z. Field-enhanced dissociation, the validity of onsager's theory in surfactant solutions / Z. Randriamalala, A. Denat, J. P. Gosse, B. Gosse // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1985. — Vol. EI-20, No. 2. — P. 167–176.

[68] Vasilkov, S. A. Study on high-voltage conductivity provided solely by field-enhanced dissociation in liquid dielectrics / S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — Aug. 2017. — Vol. 88. — P. 81–87.

[69] Vasilkov, S. A. Experimental and numerical study of an electrohydrodynamic pump operating due to the field-enhanced dissociation near a dielectric barrier / S. A. Vasilkov, K. D. Poluektova, Y. K. Stishkov // *Phys. Fluids.* — Oct. 2020. — Vol. 32, No. 10. — P. 107102.

[70] Abou-Nemeh, I. Microstructures in the System Water/D2EHPA/Span-80/ n -Dodecane / I. Abou-Nemeh, H. J. Bart // *Langmuir.* — Aug. 1998. — Vol. 14, No. 16. — P. 4451–4459.

[71] Dukhin, A. S. How non-ionic 'electrically neutral' surfactants enhance electrical conductivity and ion stability in non-polar liquids / A. S. Dukhin, P. J. Goetz // *J. Electroanal. Chem.* — Mar. 2006. — Vol. 588, No. 1. — P. 44–50.

[72] Beunis, F. Inverse micelles as charge carriers in nonpolar liquids: Characterization with current measurements / F. Beunis, F. Strubbe, M. Karvar, O. Drobchak, T. Brans, K. Neyts // *Current Opinion in Colloid and Interface Science.* — Apr. 2013. — Vol. 18, No. 2. — P. 129–136.

[73] Fernandes, D. Electrohydrodynamic flow of dielectric liquid around a wire electrode-effect of truncation of onsager function / D. Fernandes, D. Cho, Y. Suh // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2014. — Vol. 21, No. 1. — P. 194–200.

[74] Mannoor, M. Molecular Dynamics Simulation of Aggregates in the Dodecane/span80 System and Their Behaviour in an Electric Field / M. Mannoor, S. Kang, Y. K. Suh // *Adv. Condens. Matter Phys.* — 2015. — Vol. 2015. — P. 1–9.

[75] Fernandes, D. V. Numerical simulation and design optimization of an electrohydrodynamic pump for dielectric liquids / D. V. Fernandes, Y. K. Suh // *Int. J. Heat Fluid Flow.* — Feb. 2016. — P. 1–9.

[76] Chirkov, V. The Dependence of the Efficiency of Electrohydrodynamic Heat Exchanger on the Electric Conductivity of Liquid / V. Chirkov, E. Rodikova, Y. Stishkov // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — May 2017. — Vol. 53, No. 3. — P. 2440–2445.

[77] Senftleben, H. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmestrom in Gasen / H. Senftleben, W. Braun // *Zeitschrift für Phys.* — Jul. 1936. — Vol. 102, No. 7–8. — P. 480–506.

[78] Cooper, P. The Senftleben effect — chance or chimera? / P. Cooper, P. H. G. Allen // *Electron. Power.* — 1984. — Vol. 30, No. 10. — P. 807.

[79] Cooper, P. The Senftleben Effect In The Shell/Tube Heat Exchanger / P. Cooper, P. H. G. Allen // *First U.K. National Conference on Heat Transfer, Elsevier.* — 1984. — P. 717–724.

[80] Ahsmann, G. The influence of electric fields on the convective heat transfer in liquids / G. Ahsmann, R. Kronig // *Appl. Sci. Res.* — Jan. 1951. — Vol. 2, No. 1. — P. 235–244.

[81] Senftleben, H. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmeübergang in Flüssigkeiten / H. Senftleben, R. Lange-Hahn // *Zeitschrift für Naturforsch. A.* — Feb. 1958. — Vol. 13, No. 2. — P. 99–105.

[82] Schmidt, E. Der Einfluß elektrischer Felder auf den Wärmetransport in flüssigen elektrischen Nichtleitern / E. Schmidt, W. Leidenfrost // *Forsch. auf dem Gebiete des Ingenieurwesens.* — Sep. 1953. — Vol. 19, No. 3. — P. 65–80.

[83] Jones, T. B. Electrohydrodynamically Enhanced Heat Transfer in Liquids—A Review / T. B. Jones // *Advances in Heat Transfer.* — 1979. — Vol. 14, No. C. — P. 107–148.

- [84] Allen, P. H. G. Electrohydrodynamic enhancement of heat transfer and fluid flow / P. H. G. Allen, T. G. Karayiannis // *Heat Recover. Syst. CHP.* — Jul. 1995. — Vol. 15, No. 5. — P. 389–423.
- [85] Seyed-Yagoobi, J. Enhancement of Heat Transfer and Mass Transport in Single-Phase and Two-Phase Flows with Electrohydrodynamics / J. Seyed-Yagoobi, J. E. Bryan // *Advances in Heat Transfer.* — 1999. — Vol. 33, No. C. — P. 95–186.
- [86] Seyed-Yagoobi, J. Augmentation of two-phase and single-phase heat transfer and mass transport with electrohydrodynamics in thermal equipment / J. Seyed-Yagoobi // *Proceedings of 1999 IEEE 13th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL'99).* — 1999. — P. 378–383.
- [87] Grassi, W. Heat Transfer Enhancement by Electric Fields in Several Heat Exchange Regimes / W. Grassi, D. Testi // *Ann. N. Y. Acad. Sci.* — Sep. 2006. — Vol. 1077, No. 1. — P. 527–569.
- [88] Laohalertdecha, S. A review of electrohydrodynamic enhancement of heat transfer / S. Laohalertdecha, P. Naphon, S. Wongwises // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2007. — Vol. 11, No. 5. — P. 858–876.
- [89] Léal, L. An overview of heat transfer enhancement methods and new perspectives: Focus on active methods using electroactive materials / L. Léal et al. // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2013. — Vol. 61, No. 1. — P. 505–524.
- [90] Fylladitakis, E. D. Review on the History, Research, and Applications of Electrohydrodynamics / E. D. Fylladitakis, M. P. Theodoridis, A. X. Moronis // *IEEE Trans. Plasma Sci.* — 2014. — Vol. 42, No. 2. — P. 358–375.
- [91] Rashidi, S. EHD in thermal energy systems - A review of the applications, modelling, and experiments / S. Rashidi, H. Bafekr, R. Masoodi, E. M. Languri // *J. Electrostat.* — 2017. — Vol. 90. — P. 1–14.
- [92] Alam, T. A comprehensive review on single phase heat transfer enhancement techniques in heat exchanger applications / T. Alam, M.-H. Kim // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2018. — Vol. 81, No. June 2017. — P. 813–839.
- [93] Zonouzi, S. A. A review on effects of magnetic fields and electric fields on boiling heat transfer and CHF / S. Ahangar Zonouzi, H. Aminfar, M. Mohammadpourfard // *Appl. Therm. Eng.* — 2019. — Vol. 151, No. January. — P. 11–25.
- [94] Bochirol, L. Systematic study of the use of electrical fields for improving heat exchange in boiling liquids / L. Bochirol, E. Bonjour, R. Lagnier, J. Verdier, J. Weil // (CEA-R--1857). — 2019. — 46 p.
- [95] Eames, I. W. Potential benefits of electrohydrodynamic enhancement of two-phase heat transfer in the design of refrigeration systems / I. W. Eames, H. M. Sabir // *Appl. Therm. Eng.* — 1997. — Vol. 17, No. 1. — P. 79–92.
- [96] Di Marco, P. Effects of external electric field on pool boiling: Comparison of terrestrial and microgravity data in the ARIEL experiment / P. Di Marco, W. Grassi // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2011. — Vol. 35, No. 5. — P. 780–787.
- [97] Garivalis, A. I. Critical heat flux enhancement in microgravity conditions coupling microstructured surfaces and electrostatic field / A. I. Garivalis, G. Manfredini, G. Saccone, P. Di Marco, A. Kossolapov, M. Bucci // *npj Microgravity.* — 2021. — Vol. 7, No. 1. — P. 37.
- [98] Ogata, J. Basic study on the enhancement of nucleate boiling heat transfer by applying electric fields / J. Ogata, A. Yabe // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 1993. — Vol. 36, No. 3. — P. 775–782.
- [99] Karayiannis, T. EHD boiling heat transfer enhancement of R123 and R11 on a tube bundle / T. Karayiannis // *Appl. Therm. Eng.* — 1998. — Vol. 18, No. 9–10. — P. 809–817.

- [100] Verplaetsen, F. M. Film boiling of an electrically insulating fluid in the presence of an electric field / F. M. Verplaetsen, J. A. Berghmans // *Heat Mass Transf.* — 1999. — Vol. 35, No. 3. — P. 235–241.
- [101] Laohalertdecha, S. Effects of EHD on heat transfer enhancement and pressure drop during two-phase condensation of pure R-134a at high mass flux in a horizontal micro-fin tube / S. Laohalertdecha, S. Wongwises // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2006. — Vol. 30, No. 7. — P. 675–686.
- [102] Cotton, J. S. Electrohydrodynamic condensation heat transfer modulation under dc and ac applied voltages in a horizontal annular channel / J. S. Cotton // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2009. — Vol. 16, No. 2. — P. 495–503.
- [103] Diao, Y. H. Electric field effect on the bubble behavior and enhanced heat-transfer characteristic of a surface with rectangular microgrooves / Y. H. Diao, L. Guo, Y. Liu, Y. H. Zhao, S. Wang // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2014. — Vol. 78. — P. 371–379.
- [104] Quan, X. An experimental investigation of pool boiling heat transfer on smooth/rib surfaces under an electric field / X. Quan, M. Gao, P. Cheng, J. Li // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2015. — Vol. 85. — P. 595–608.
- [105] Grassi, W. Enhanced nucleate boiling and CHF on a small horizontal plate under ionic jet impingement / W. Grassi, D. Testi, L. Urbanucci, D. Della Vista // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2016. — Vol. 79. — P. 67–73.
- [106] Feng, Z. Effects of electric field on flow boiling heat transfer in a vertical minichannel heat sink / Z. Feng, X. Luo, J. Zhang, J. Xiao, W. Yuan // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 124. — P. 726–741.
- [107] Zhang, J. Effects of pin and wire electrodes on flow boiling heat transfer enhancement in a vertical minichannel heat sink / J. Zhang, X. Luo, Z. Feng, F. Guo // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2019. — Vol. 136. — P. 740–754.
- [108] Chernica, I. M. Enhancement of heat transfer at boiling in electrohydrodynamic flow / I. M. Chernica, M. K. Bologna, O. V. Motorin, I. V. Kozhevnikov // *J. Phys. Conf. Ser.* — 2021. — Vol. 2088, No. 1. — P. 012005.
- [109] Liu, B. Effects of electric field on pool boiling heat transfer over microstructured surfaces under different liquid subcoolings / B. Liu, A. I. Garivalis, Z. Cao, Y. Zhang, J. Wei, P. Di Marco // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2022. — Vol. 183. — P. 122154.
- [110] Mousa, M. H. Review of heat transfer enhancement techniques in two-phase flows for highly efficient and sustainable cooling / M. H. Mousa, C.-M. Yang, K. Nawaz, N. Miljkovic // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2022. — Vol. 155, No. September 2021. — P. 111896.
- [111] Lan, Y. Experimental investigation on the effects of swirling flow on flow boiling heat transfer and instability in a minichannel heat sink / Y. Lan et al. // *Appl. Therm. Eng.* — 2023. — Vol. 219, No. PB. — P. 119512.
- [112] Vellkoff, H. R. *Electrofluidmechanics: Investigation of the effects of electrostatic fields on heat transfer and boundary layers.* — Wright-Patterson Air Force Base, Ohio. — 1962. — 148 p.
- [113] Allen, P. H. G. Electric stress and heat transfer / P. H. G. Allen // *Br. J. Appl. Phys.* — 1959. — Vol. 10, No. 8. — P. 347–351.
- [114] Fernández, J. Radial mass flow in electrohydrodynamically-enhanced forced heat transfer in tubes / J. Fernández, R. Poulter // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 1987. — Vol. 30, No. 10. — P. 2125–2136.
- [115] Atten, P. Electroconvection and its effect on heat transfer / P. Atten, F. M. J. McCluskey, A. T. Perez // *IEEE Trans. Electr. Insul.* — 1988. — Vol. 23, No. 4. — P. 659–667.

- [116] Paschkewitz, J. S. The influence of fluid properties on electrohydrodynamic heat transfer enhancement in liquids under viscous and electrically dominated flow conditions / J. S. Paschkewitz, D. M. Pratt // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2000. — Vol. 21, No. 4. — P. 187–197.
- [117] Grassi, W. EHD enhanced heat transfer in a vertical annulus / W. Grassi, D. Testi, M. Saputelli // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2005. — Vol. 32, No. 6. — P. 748–757.
- [118] Grassi, W. Heat transfer enhancement in a vertical annulus by electrophoretic forces acting on a dielectric liquid / W. Grassi, D. Testi, M. Saputelli // *Int. J. Therm. Sci.* — 2005. — Vol. 44, No. 11. — P. 1072–1077.
- [119] Zhakin, A. I. Study of transient processes and the influence of electrode surface structure on heat transfer in a wire EHD heat exchanger / A. I. Zhakin, A. E. Kuzko, P. A. Belov, A. N. Lazarev // *Vol. 47, No. 3.* — 2011. — P. 54–60. (in Russian)
- [120] Grassi, W. Electrohydrodynamic Convective Heat Transfer in a Square Duct / W. Grassi, D. Testi // *Ann. N. Y. Acad. Sci.* — 2009. — Vol. 1161, No. 1. — P. 452–462.
- [121] Moghanlou, F. S. Experimental study on electrohydrodynamically induced heat transfer enhancement in a minichannel / F. S. Moghanlou, A. S. Khorrami, E. Esmailzadeh, H. Aminfar // *Exp. Therm. Fluid Sci.* — 2014. — Vol. 59. — P. 24–31.
- [122] Moghanlou, F. S. Effect of strong electric field on heat transfer enhancement in a mini channel containing Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/oil nanofluid / F. S. Moghanlou, A. S. Khorrami, E. Esmailzadeh, M. Vajdi // *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.* — 2021. — Vol. 43, No. 3. — P. 149.
- [123] Qiu, C. Forced convection heat transfer of aviation kerosene enhanced by electric field in a circular channel / C. Qiu, W. Zhou, L. Long, P. Lv, S. Martynenko, L. Yanovskiy // *Appl. Therm. Eng.* — 2021. — Vol. 197, No. July. — P. 117333.
- [124] Mousa, M. H. Review of heat transfer enhancement techniques for single phase flows / M. H. Mousa, N. Miljkovic, K. Nawaz // *Renew. Sustain. Energy Rev.* — 2022. — Vol. 137, No. November 2020. — P. 110566.
- [125] Effects of longitudinal vortex generator pairs in transverse microchambers on thermal–hydraulic performances and entropy generation in an interrupted microchannel heat sink / Z. Feng, Y. Lan, Z. Hu et al. // *J. Therm. Anal. Calorim.* — 2022. — Vol. 147, No. 15. — P. 8551–8567.
- [126] Combined influence of rectangular wire coil and twisted tape on flow and heat transfer characteristics in square mini-channels / Z. Feng, Z. Li, Z. Hu et al. // *International Journal of Heat and Mass Transfer.* — 2023. — Vol. 205, No. May 2023. — P. 123866.
- [127] Castellanos, A. Numerical Modeling of Finite Amplitude Convection of Liquids Subjected to Unipolar Injection / A. Castellanos, P. Atten // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1987. — Vol. IA-23, No. 5. — P. 825–830.
- [128] Zhakin, A. I. Investigation of electroconvection and electroconvective heat transfer in liquid dielectrics with unipolar injection conductivity / A. I. Zhakin // *Fluid Dynamics.* — 1988. — Vol. 23. — № 2. — P. 168–174.
- [129] Jeong, S.-I. Theoretical/numerical study of electrohydrodynamic pumping through conduction phenomenon / S.-I. Jeong, J. Seyed-Yagoobi, P. Atten // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2003. — Vol. 39, No. 2. — P. 355–361.
- [130] Nagorny, V. S. Charge transfer in a sharply nonuniform electric field mediated by swirling liquid flow with minimal hydraulic resistance / V. S. Nagorny, A. A. Smirnovsky, A. S. Chernyshev, D. Y. Kolodyazhny // *Tech. Phys. Lett.* — 2015. — Vol. 41, No. 9. — P. 859–862.
- [131] Wu, J. A Finite-Volume Method for Electro-Thermoconvective Phenomena in a Plane Layer of Dielectric Liquid / J. Wu, P. Traoré // *Numer. Heat Transf. Part A Appl.* — 2015. — Vol. 68, No. 5. — P. 471–500.

- [132] Wu, J. Numerical Investigation of Electrohydrodynamic Plumes for Locally Enhanced Cooling in Dielectric Liquids / J. Wu, P. Traore, C. Louste, L. Dascalescu, F.-B. Tian, A. T. Perez // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2015. — Vol. 51, No. 1. — P. 669–678.
- [133] Chicon, R. Numerical modelling of Coulomb-driven convection in insulating liquids / R. Chicon, A. Castellanos, E. Martin // *J. Fluid Mech.* — 1997. — Vol. 344. — P. 43–66.
- [134] Vazquez, P. A. Finite element-particle method calculation of EHD plumes / P. A. Vazquez, E. Chacon Vera, A. Castellanos, T. Chacon Rebollo // in *Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena.* — 2002. — P. 208–211.
- [135] Yan, Y. Y. Numerical modeling of electrohydrodynamic (EHD) effect on natural convection in an enclosure / Y. Y. Yan, H. B. Zhang, J. B. Hull // *Numer. Heat Transf. Part A Appl.* — 2004. — Vol. 46, No. 5. — P. 453–471.
- [136] Vazquez, P. A. Characterization of injection instabilities in electrohydrodynamics by numerical modelling: comparison of particle in cell and flux corrected transport methods for electroconvection between two plates / P. A. Vázquez, G. E. Georghiou, A. Castellanos // *J. Phys. D. Appl. Phys.* — 2006. — Vol. 39, No. 13. — P. 2754–2763.
- [137] Vazquez, P. A. Stability analysis of the 3D electroconvective charged flow between parallel plates using the Particle-In-Cell method / P. A. Vazquez, A. Castellanos // in *2011 IEEE International Conference on Dielectric Liquids.* — Jun. 2011. — P. 1–4.
- [138] Vázquez, P. A. Numerical simulation of EHD flows using Discontinuous Galerkin Finite Element methods / P. A. Vázquez, A. Castellanos // *Comput. Fluids.* — 2013. — Vol. 84. — P. 270–278.
- [139] Medvedev, D. A. Modeling of electrohydrodynamic flows and micro-bubbles generation in dielectric liquid by lattice Boltzmann equation method / D. A. Medvedev, A. L. Kupershtokh // in *Proceedings of 2002 IEEE 14th International Conference on Dielectric Liquids. ICDL 2002 (Cat. No.02CH37319).* — 2002. — P. 45–48.
- [140] Wu, J. Numerical evaluation of heat transfer enhancement due to annular electroconvection induced by injection in a dielectric liquid / J. Wu, P. Traore, C. Louste, A. T. Perez, P. A. Vazquez // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2016. — Vol. 23, No. 2. — P. 614–623.
- [141] Gao, X. L. Lattice Boltzmann analysis of conjugate heat transfer in the presence of electrohydrodynamic flow / X. L. Gao, J. Wu, K. Luo, H. L. Yi, H. P. Tan // *Int. Commun. Heat Mass Transf.* — 2022. — Vol. 132, No. January. — P. 105878.
- [142] Yazdani, M. An Electrically Driven Impinging Liquid Jet for Direct Cooling of Heated Surfaces / M. Yazdani, J. Seyed-Yagoobi // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 2010. — Vol. 46, No. 2. — P. 650–658.
- [143] Luo, K. Electro-thermo-convective flow of a dielectric liquid due to nonautonomous injection of charge by an elliptical electrode / K. Luo, T. Li, J. Wu, H.-L. Yi, H.-P. Tan // *Int. J. Heat Mass Transf.* — 2018. — Vol. 127. — P. 373–384.
- [144] Selvakumar, R. D. Heat transfer intensification by EHD conduction pumping for electronic cooling applications / R. D. Selvakumar, D. Zhonglin, J. Wu // *Int. J. Heat Fluid Flow.* — 2022. — Vol. 95, No. September 2021. — P. 108972.
- [145] Elagin, I. Numerical study of the needle inclination angle effect on the ionic wind direction / I. Elagin, A. Samusenko, V. A. Chirkov // *Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol.* — 2020. — Vol. 14, No. 1. — P. 1–11.
- [146] Stuetzer, O. M. Ion Drag Pressure Generation / O. M. Stuetzer // *J. Appl. Phys.* — 1959. — Vol. 30, No. 7. — P. 984–994.



- [147] Pickard, W. F. Ion Drag Pumping. II. Experiment / W. F. Pickard // *J. Appl. Phys.* — 1963. — Vol. 34, No. 2. — P. 251–258.
- [148] Crowley, J. M. Selecting a Working Fluid to Increase the Efficiency and Flow Rate of an EHD Pump / J. M. Crowley, G. S. Wright, J. C. Chato // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1990. — Vol. 26, No. 1. — P. 42–49.
- [149] Sharbaugh, A. H. The Design and Evaluation of an Ion-Drag Dielectric Pump to Enhance Cooling in a Small Oil-Filled Transformer / A. H. Sharbaugh, G. W. Walker // *IEEE Trans. Ind. Appl.* — 1985. — Vol. IA-21, No. 4. — P. 950–955.
- [150] Schwabe, A. H. Electrohydrodynamic pumping in distribution transformers: Final report / A. H. Schwabe, R. J. McMillen, C. J. Sharbaugh — 1987.
- [151] Jones, T. B. Electrohydrodynamic heat pipe experiments / T. B. Jones, M. P. Perry // *J. Appl. Phys.* — 1974. — Vol. 45, No. 5. — P. 2129–2132.
- [152] Loehrke, R. I. Flat plate electrohydrodynamic heat pipe experiments / R. I. Loehrke, D. R. Sebitts — 1975.
- [153] Babin, B. R. Experimental investigation of an ion-drag pump-assisted capillary loop / B. R. Babin, G. P. Peterson, J. Seyed-Yagoobi // *J. Thermophys. Heat Transf.* — 1993. — Vol. 7, No. 2. — P. 340–345.
- [154] Yang, L. Liquid-Phase Flow Distribution Control in Meso-Scale with Directionally Reversed Electrohydrodynamic Conduction Pumping Configuration / L. Yang, J. Seyed-Yagoobi // *Proc. 2017 Annual Meeting of the Electrostatics of America* — 2017. — P. 1–15.
- [155] Sato, T. Electrohydrodynamic Conduction Pump with Asymmetrical Electrode Structures in the Microchannels / T. Sato et al. // *Chem. Lett.* — 2017. — Vol. 46, No. 7. — P. 950–952.
- [156] Han, D. UV-LIGA technique for ECF micropumps using back UV exposure and self-alignment / D. Han, Y. Xia, S. Yokota, J. W. Kim // *J. Micromechanics Microengineering* — 2017. — Vol. 27, No. 12. — P. 125008.
- [157] O'Connor, N. An Innovative EHD Conduction Pumping Design for Swirl Flow Generation / N. O'Connor, J. Yagoobi // *2021 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting (IAS)* — 2021. — P. 1–6.
- [158] Chirkov, V. A. Current-time characteristic of the transient regime of electrohydrodynamic flow formation / V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov // *J. Electrostat.* — 2013. — Vol. 71, No. 3. — P. 484–488.
- [159] Daaboul, M. Transient velocity induced by electric injection in blade-plane geometry / M. Daaboul, C. Louste, H. Romat // *J. Electrostat.* — 2009. — Vol. 67, No. 2–3. — P. 359–364.
- [160] Stishkov, Y. K. Dynamic current-voltage characteristics of weakly conducting liquids in highly non-uniform electric fields / Y. K. Stishkov, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2014. — Vol. 50, No. 2. — P. 135–140. doi: 10.3103/S1068375514020124.
- [161] Chirkov, V. A. Simulation of the integral electric current characteristics of unsteady-state current passage through liquid dielectrics / V. A. Chirkov, Y. K. Stishkov, A. A. Sitnikov // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2015. — Vol. 22, No. 5. — P. 2763–2769.
- [162] Daaboul, M. PIV measurements on charged plumes-influence of SiO<sub>2</sub> seeding particles on the electrical behavior / M. Daaboul, C. Louste, H. Romat // *IEEE Trans. Dielectr. Electr. Insul.* — 2009. — Vol. 16, No. 2. — P. 335–342.
- [163] Stishkov, Y. K. The investigation of EHD flow structure in blade-plane electrode system using PIV technique / Y. K. Stishkov, A. A. Sitnikov, V. A. Chirkov // *Surface Engineering and Applied Electrochemistry* — 2016. — Vol. 52, № 6. — P. 35–43.

[164] Sitnikov, A. A. Experimental description of the high-voltage electric current passage through low-conducting liquids based on dynamic current-voltage characteristics: speciality 01.04.13 "Electrophysics, electrophysical installations": a thesis for the degree of Candidate of Physical and Mathematical Sciences / Sitnikov Andrey Alexandrovich. — Saint Petersburg, 2020. — 232 p.

[165] Gazaryan, A. V. A Method for Estimation of Functional Dependence of Injection Charge Formation on Electric Field Strength / A. V. Gazaryan, A. A. Sitnikov, V. A. Chirkov, Y.K. Stishkov // IEEE Trans. Ind. Appl. – 2017. – Vol. 53, No. 4. – P. 3977–3981.

[166] Shockley, W. Currents to Conductors by a Moving Point Charge / W. Shockley // J. Appl. Phys. — 1938. — Vol. 9, No. 1. — P. 635–636.

[167] Ramo, S. Currents Induced by Electron Motion / S. Ramo // Proc. Inst. Radio Eng. — 1939. — Vol. 27, no. 9. — P. 584–585.

[168] Sato, N. Discharge current induced by the motion of charged particles / N. Sato // J. Phys. D Appl. Phys. — 1980. — Vol. 13. — P. 3–7.

[169] Gazaryan, A. V. Feasibility to Use the Same Injection Function for Different Electrode Configurations with Unchanged Material / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov // 2022 IEEE 21st International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – 2022. – P. 1–4.

[170] Buyanov, A. V. Features of the kinematic structure of electrohydrodynamic flow in wire-wire and wire-plane electrode systems / A. V. Buyanov, Y. K. Stishkov // Journal of Technical Physics. — 2003. — Vol. 73, № 8. — P. 34–39. (in Russian)

[171] Ashikhmin, I. Experimental study of EHD flows in symmetric electrode system in wide range of low-voltage conductivities / I. Ashikhmin, Y. K. Stishkov, Y. Donskov // Int. J. Plasma Environ. Sci. Technol. — 2016. — Vol. 10, No. 1. — P. 1–5.

[172] Lavesson, N. Modelling and measurement of field dependent resistivity of transformer oil / N. Lavesson, L. Walfridsson, O. Hjortstam, J. Schiessling // in 2014 IEEE 18th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL), Jun. 2014. — P. 1–4.

[173] Gazaryan, A. V. Effect of temperature on electroconvection and high-voltage current passage in entirely heated dielectric liquid / A. V. Gazaryan, V. A. Chirkov, A. A. Sitnikov, Y. K. Stishkov // 2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – Jun. 2017. – No. 15. – P. 1–5.

[174] Gazaryan, A. V. Numerical estimation of the performance of a flow-type electrohydrodynamic heat exchanger with the streamlined electrode configuration / A.V. Gazaryan, V. A. Chirkov // J. Electrostat. – 2019. – Vol. 97, No. July 2018. – P. 31–36.

[175] Yang, L. Flow Distribution Control Between Two Parallel Meso-Scale Evaporators With Electrohydrodynamic Conduction Pumping / L. Yang, M. Talmor, J. Seyed-Yagoobi // ASME, Vol. 8 Heat Transf. Therm. Eng. — 2016. — P. V008T10A091.

[176] Zhakin, A. I. Electrohydrodynamic flows and heat transfer in a blade-plane electrode system / A. I. Zhakin, A.E. Kuz'ko // Izv. RAS. Fluid and gas mechanics. — 2013. — № 3. — P. 31–42. (in Russian)

[177] Zienkiewicz, C. The Finite Element Method for Fluid Dynamics / C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, P. Nithiarasu. — Elsevier Science, Sixth Edition, 2005.

[178] Gazaryan, A. V. Simple in fabrication and high-performance electrohydrodynamic pump / A. V. Gazaryan, S. A. Vasilkov, V. A. Chirkov // Phys. Fluids. – 2022. – Vol. 34, No. 12. – P. 123604.

[179] Kim, J. Micro ECF (electro-conjugate fluid) hydraulic power sources based on the modular design of TPSEs (triangular prism and slit electrode pairs) / J. Kim, Y. Yamada, S. Yokota // Int. J. Adv. Manuf. Technol. — 2020. — Vol. 106, No. 1–2. — P. 627–639.

- [180] Yokota, S. A Planar ECF Pump for Liquid Cooling of Electronic Chips / S. Yokota, W.-S. Seo, K. Yoshida, K. Edamura // *Proc. Yamanashi Dist. Conf.* — 2004. — P. 261–262.
- [181] Eom, S. I. An ECF-jet driven mini hydraulic piston actuator / S. I. Eom, H. Masuda, S. Yokota, K. Yoshida, K. Edamura // *Sensors Actuators A Phys.* — 2016. — Vol. 247. — P. 164–171.
- [182] Patel, V. K. Dielectric fluid flow generation in meso-tubes with micro-scale electrohydrodynamic conduction pumping / V. K. Patel, J. Seyed-Yagoobi // *2011 IEEE International Conference on Dielectric Liquids.* — 2011. — P. 1–4.
- [183] Tsukiji, T. Study on EHD pump with multi-holes electrode / T. Tsukiji, K. Hamada // *Int. J. Appl. Electromagn. Mech.* — 2016. — Vol. 52, No. 1–2. — P. 827–833. doi: 10.3233/JAE-162054.
- [184] Bryan, J. E. An experimental investigation of an ion-drag pump in a vertical and axisymmetric configuration / J. E. Bryan, J. Seyed-Yagoobi // *Conference Record of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting.* — 1989. — Vol. 28, No. pt 2. — P. 2094–2099.
- [185] Kozhevnikov, I. V. Characteristics of Multistage Electrohydrodynamic Converters / I. V. Kozhevnikov, F. P. Grosu, M. K. Bologna // *Surf. Eng. Appl. Electrochem.* — 2019. — Vol. 55, No. 3. — P. 342–348.
- [186] Suh, Y. K. Asymptotic and numerical analysis of electrohydrodynamic flows of dielectric liquid / Y. K. Suh, K. H. Baek, D. S. Cho // *Phys. Rev. E - Stat. Nonlinear, Soft Matter Phys.* — 2013. — Vol. 88, No. 2. — P. 023003
- [187] Suh, Y. K. Competition between the bulk and the dissociation layer in electrohydrodynamic flow of dielectric liquid around coplanar electrodes / Y. K. Suh, K. H. Baek // *Phys. Rev. E - Stat. Nonlinear, Soft Matter Phys.* — 2013. — Vol. 87, No. 2. — P. 023009
- [188] Tanski, M. A System for Cooling Electronic Elements with an EHD Coolant Flow / M. Tanski et al. // *J. Phys. Conf. Ser.* — 2014. — Vol. 494. — P. 012010.
- [189] Seki, Y. Optimization of the Electrode Arrangement and Reliable Fabrication of Flexible EHD Pumps / Y. Seki, Y. Kuwajima, H. Shigemune, Y. Yamada, S. Maeda // *J. Robot. Mechatronics.* — 2020. — Vol. 32, No. 5. — P. 939–946.