

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение
высшего образования «Уральский федеральный университет имени первого
Президента России Б.Н. Ельцина»
Уральский энергетический институт
Кафедра электротехники

На правах рукописи



Поповцев Владислав Викторович

**СИНТЕЗ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДУГИ ОТКЛЮЧЕНИЯ ПРИ
КОММУТАЦИИ ЭЛЕГАЗОВЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ ВЫСОКОГО
НАПРЯЖЕНИЯ**

2.4.2. Электротехнические комплексы и системы

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
кандидат технических наук,
доцент А.И. Хальясмаа

Екатеринбург – 2023

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ И ПОДХОДОВ К МОДЕЛИРОВАНИЮ ДУГИ ОТКЛЮЧЕНИЯ ПРИ КОММУТАЦИИ ЭЛЕГАЗОВЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ	13
1.1. Актуальность применения элегаза как дугогасительной среды в высоковольтных выключателях.....	13
1.2. Коммутация элегазовых выключателей	19
1.3. Выводы по первой главе.....	36
ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДУГИ С ПОТОКОМ ЭЛЕГАЗА В АВТОКОМПРЕССИОННОМ ДУГОГАСИТЕЛЬНОМ УСТРОЙСТВЕ ЭЛЕГАЗОВОГО ВЫКЛЮЧАТЕЛЯ 110 КВ	37
2.1. Методы расчета процессов взаимодействия потока элегаза с дугой отключения	37
2.2. Аналитический расчет коммутации элегазового выключателя.....	38
2.3. Численный расчет коммутации элегазового выключателя	44
2.4. Выводы по второй главе.....	59
ГЛАВА 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДУГИ С ПОТОКОМ ЭЛЕГАЗА В АВТОКОМПРЕССИОННОМ ДУГОГАСИТЕЛЬНОМ УСТРОЙСТВЕ ЭЛЕГАЗОВОГО ВЫКЛЮЧАТЕЛЯ 110 КВ	61
3.1. Учет взаимодействия с дугой отключения.....	61
3.2. Результаты расчетов с учетом взаимодействия с дугой отключения.....	65
3.3. Экспериментальное сравнение разработанной модели	71
3.4. Выводы по третьей главе.....	72
ГЛАВА 4. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ДУГОГАШЕНИЯ.....	74
4.1. Описание объекта исследования для апробации разработанной модели .	74
4.2. Осциллограммы с регистратора аварийных событий при срабатывании выключателя	77
4.3. Апробация разработанной математической модели	81
4.4. Выводы по четвертой главе	85
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	86
ПЕРЕЧЕНЬ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ	88
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	89

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы. В Единой электроэнергетической системе (ЕЭС) России в эксплуатации находится более 9 000 элегазовых выключателей (около 40% от общего числа) на номинальное напряжение 110 кВ и выше. С 2017 по 2021 гг. на объекты ЕЭС России поставили более 1 500 элегазовых выключателей на напряжение 110 кВ и выше со средним темпом ввода в эксплуатацию около 200 выключателей в год. Интерес к элегазовым выключателям, с одной стороны, подкрепляется нормативными документами оператора электрических сетей в России – компании ПАО «ФСК–Россети»: технической политикой, где закреплено решение о преимущественном применении элегазовых выключателей на класс напряжения 110 кВ и цифровой политикой, в рамках которой диктуется переход от планово-предупредительных ремонтов к системам мониторинга и диагностики по фактическому техническому состоянию, в том числе коммутационного электрооборудования. С другой стороны, элегаз (SF₆) как газообразный диэлектрик обладает хорошими физико-химическими свойствами и зарекомендовал себя в качестве не только изолирующей среды, но и дугогасящей. На сегодняшний день, несмотря на активные поиски альтернатив SF₆ в силу ограничения выработки и использования парниковых газов (Киотский протокол 1997 г. и Парижское соглашение 2015 г.), к которым он относится, не найдено экологически безопасной и диэлектрически равноценной ему среды, и ведущие производители выключателей высокого напряжения в России и за рубежом в качестве дугогасящей и изоляционной среды продолжают применять именно SF₆.

Увеличение потребляемой мощности и плотности генерации в ЕЭС России непрерывно ведет к росту токов короткого замыкания в электрических сетях, в связи с чем к выключателям высокого напряжения 110–750 кВ предъявляются все более высокие требования по коммутационной способности в различных эксплуатационных режимах электрической сети. В частности, в циклах отключение–включение для режима коммутации шунтирующих реакторов коммутационная способность элегазовых выключателей изучена недостаточно несмотря на то, что это является штатной ситуацией в электрических сетях

ЕЭС России.

Учитывая тот факт, что разработка новых элегазовых выключателей высокого напряжения или модернизация существующих под возрастающие требования к их коммутационной способности являются дорогостоящими мероприятиями, требующими дополнительных временных и материальных затрат, актуален вопрос разработки компьютерных моделей расчета физических процессов, происходящих в дугогасительном устройстве элегазового выключателя при отключении токов короткого замыкания. Между тем, существует проблема разработки автоматизированных систем мониторинга остаточного эксплуатационного ресурса коммутационного оборудования в связи со сложностью протекания физических процессов в дугогасительном устройстве элегазовых выключателей при коммутации в различных эксплуатационных режимах работы электроэнергетической системы.

Моделирование комплексных физических процессов гашения дуги, происходящих в дугогасительном устройстве элегазового выключателя высокого напряжения при отключении токов короткого замыкания сопряжено в первую очередь со сложностью описания процессов взаимодействия дуги, представляющей плазменный канал и неизотермического потока элегаза, обдувающего ее. Дело не только в том, что гашение дуги в элегазе представляет собой самый сложный комплекс газодинамических, термодинамических, электродинамических, электрофизических и электрохимических процессов, но и в том, что во время горения дуги идут интенсивные процессы переноса массы, заряда, импульса, энергии и излучения наряду с вероятностными процессами ионизации. Кроме того, конструкция дугогасительного устройства элегазового выключателя устроена так, что сильно неизотермический поток элегаза высокого давления, охлаждающий дугу и обеспечивающий деионизацию ее столба в период прохождения переменного тока через ноль, приобретает сверхзвуковое течение (числа Маха > 1), что сильно усложняет описание взаимодействия потока элегаза с узким плазменным каналом дуги.

Физическое описание процессов взаимодействия направленного потока

элегаза и плазменного канала дуги во время процесса дугогашения является сложным по двум причинам. Во-первых, аналитическое интегрирование системы уравнений Навье – Стокса, описывающее поведение потока элегаза возможно лишь в ограниченном числе случаев и большинство методов расчета уравнений газодинамики на сегодняшний день сводятся к численным. Основными численными методами решения уравнений газодинамики применительно к расчету течения элегаза под высоким давлением являются метод конечных объемов и метод конечных элементов. Во-вторых, не существует универсального подхода к математическому моделированию процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза в дугогасительном устройстве элегазовых выключателей высокого напряжения при отключении токов короткого замыкания, который с одной стороны в достаточной мере описывает физику низкотемпературной плазмы дуги, а с другой является менее вычислительно затратным, чем модель, основанная на уравнениях физики плазмы. Все это приводит к тому, что необходимо совершенствовать и искать новые методы расчета системы уравнений газодинамики, а также адаптировать и совершенствовать математические модели, описывающие процессы взаимодействия дуги отключения и обдувающим ее потоком элегаза в дугогасительном устройстве элегазовых выключателей высокого напряжения при их коммутации.

Первые математические модели дуги, разработанные А. Cassie и О. Мауг не универсальны и являются лишь параметрическими – они не отражают протекающие физические процессы в плазменном канале дуге отключения. Они имеют модификации — гибридные модели, позволяющие более точно описывать дугу отключения, например, модель Т. Вроуне, которая впоследствии была применена для анализа процесса после погасания дуги (процесс восстановления электрической прочности), характеризуемый балансом энергии. Вышеперечисленные модели имеют ограниченное применение, так как основаны на обыкновенных дифференциальных уравнениях.

Модель «КЕМА», представляющая собой модифицированную модель

О. Маур, несмотря на экспериментальную основу, заключающейся в сборе данных по 79 коммутационным испытаниям в центре «КЕМА» (сейчас «CESI») выключателей на напряжение 110–500 кВ позволяет также описать лишь изменение основных параметров дуги – проводимость, ток и напряжение. Более того, в этом случае ограничивается моделирование процесса автогенерации и автокомпрессии, являющиеся основой не только процесса дугогашения в современных элегазовых выключателях (в том числе на номинальное напряжение 110 кВ), но и являющиеся основным средством повышения их коммутационной способности наряду со снижением мощности приводного механизма.

Математическая модель, основанная на учете дуги отключения через Джоулево тепловыделение, не обеспечивает учет силы Лоренца, т.е. движение проводящего газа, которым представляется плазменный канал дуги и определяется только тепловыми эффектами, что является хорошим приближением, но лишь для оценки возможности возникновения теплового пробоя без моделирования процесса восстановления электрической прочности.

Таким образом, остается актуальной задача математического моделирования физических процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза с целью описания ее конкретного поведения при отключении токов короткого замыкания для разработки новых научных основ проектирования дугогасительного устройства элегазовых выключателей высокого напряжения при растущих требованиях к коммутационной способности. Кроме того, исследование работоспособности разработанной математической модели дуги отключения для оценки ее влияния на основные компоненты дугогасительного устройства является важнейшим аспектом при создании автоматизированных систем мониторинга остаточного коммутационного ресурса выключателей.

Объектом исследования является дугогасительное устройство элегазового выключателя 110 кВ, состоящее из дугогасительных малого и большого сопел, дугогасительного подвижного и неподвижного контактов, а также поршня и прилегающих к нему надпоршневого и подпоршневого объемов.

Предметом исследования являются комплексные физические процессы взаимодействия потока элегаза с дугой отключения, протекающие в дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ при отключении токов короткого замыкания.

Степень разработанности темы.

На сегодняшний день математическое моделирование физических процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза реализуется в зависимости от целей исследования. Математическая модель взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза может охватывать широкий диапазон ее сложности: от простой, позволяющей учесть дугу отключения аналитически с существенным количеством допущений, до более сложных с детальным моделированием возникновения стадий дугового разряда. Моделирование осложняется тем, что возникновение дуги в межконтактном промежутке напрямую связано с движением контактной системы — подвижных частей (поршня, прилегающих к нему подпоршневого и надпоршневого объемов, дугогасительных подвижных контактов, малого и большого сопел), а ее движение, в свою очередь, определяется так называемой кривой хода контактов (зависимость хода подвижной системы контактов от времени). Большинство современных исследований, посвященных моделированию процессов дугогашения в элегазовых выключателях, не учитывают кривую хода, либо считается, что движение контактов является равномерным. Однако, кривая хода — нелинейная характеристика и, кроме того, при отключении токов короткого замыкания происходит замедление блока подвижных контактов (так называемое, «западание» кривой хода).

Существенный вклад в исследования процессов дугогашения при отключении токов короткого замыкания элегазовыми выключателями высокого напряжения в России внесли А. С. Ильин [1–3], С. А. Аверьянова [4–12], Д. В. Черноскутов [13–17], Е. Н. Тонконогов [18–21], А. Г. Овсянников [22–23], Г. А. Кукеков [24], А. А. Чунихин [25], М. А. Жаворонков [25], Р. Н. Шульга [26–31], Д. А. Глушков [32–36] и др. Электрофизическими процессами формирования

дугового разряда в газовых средах, в том числе изоляционных, занимались А. М. Залесский [37], М. Ф. Жуков [38–40], В. С. Энгельшт [41–42], А. Л. Куперштох [43–58], А. В. Самусенко [59–63] и др. Первоначальная основа в области создания математических моделей дуги отключения и описания физических процессов в ней после первой половины XX в. была заложена следующими зарубежными авторами: J. Lowke [64–69], D. Tuma [69–80], W. Hermann [82–86], K. Ragaller [75, 82–92], T. Browne [93–105], E. Schade [81–83, 85, 90, 92, 106, 109], U. Kogelschatz [82–85, 88–89, 106–110], M. Claessens [111–113], A. Cassie [114–115], O. Mayr [116], B. Swanson [104–105, 117–120], L. Niemeyer [82, 85, 92, 121–122] и др.

Ввиду актуальности тематики, в настоящее время, продолжают публиковаться работы в рамках функционирования Международного Совета по большим электрическим системам высокого напряжения — СИГРЭ (CIGRE), комитет A3 (High Voltage Equipment): [123–128]. Целый ряд зарубежных ученых публикует высокоуровневые работы по описанию дуги отключения: R. Smeets [129–132], C. Franck [133–144], M. Seeger [140, 144–153], M. Kapetanovic [129, 132, 154–170], M. Muratovic [157, 163–168] и др.

Заметный прорыв в современных подходах к математическому моделированию процессов дугогашения при отключении токов короткого замыкания элегазовыми выключателями высокого напряжения сделан такими зарубежными авторами как J. Park [171–173], Y. Pei [174], J. Liu [175], T. Mori [176], Y. Tanaka [177], H. Luo [178–180] и др. Отдельно, стоит отметить работы L. Zhong [181–182], реализовавшего так называемую гидрокинетическую модель электрической дуги в 1D-постановке.

В связи с необходимостью разработки методов оценки отключающей способности элегазовых выключателей до стадии изготовления дорогостоящих опытных образцов и стадии проведения, в первую очередь, коммутационных испытаний, в настоящее время ведутся исследования, посвященные созданию универсальной, адаптивной математической модели взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза. Такая модель должна в

достаточной мере отражать динамику физических процессов в дугогасительном устройстве выключателя, что позволит заводам-изготовителям высоковольтной коммутационной аппаратуры уменьшить время на проведение исследований по повышению отключающей способности при проектировании современных элегазовых выключателей.

Цель работы заключается в разработке математической модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в виде источника температурного нагрева с использованием подвижной сетки для исследования процессов дугогашения в дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ при отключении токов короткого замыкания.

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

1. Проанализировать существующие модели и подходы, описывающие течения, гасящие дугу в реальных дугогасительных устройствах при отключении токов короткого замыкания элегазовыми выключателями высокого напряжения.

2. Разработать расчетную численную модель взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ с учетом турбулентных потоков по модели $k - \varepsilon$ с использованием Arbitrary Lagrangian – Eulerian (ALE)-подхода (подвижной сетки).

3. Разработать подход к численному моделированию динамических процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ, представленной в виде источника температурного нагрева, на основе экспериментальных данных по замеру температуры ствола дуги при отключении симметричного тока короткого замыкания с использованием подвижной сетки.

4. Произвести сравнение расчетно полученных газодинамических параметров (изменение давление в подпоршневой области) с экспериментальным исследованием по отключению тока короткого замыкания реальным автокомпрессионным дугогасительным устройством элегазового

выключателя 110 кВ.

Научная новизна работы состоит в следующем:

1. Предложен новый подход к моделированию взаимодействия потока газа с дугой отключения в дугогасительном устройстве элегазового выключателя при отключении токов короткого замыкания на основе подвижной сетки, позволяющий учитывать динамику изменения протекающих физических процессов.

2. Разработана математическая модель дуги в форме источника температурного нагрева в межконтактном промежутке автокомпрессионного дугогасительного устройства элегазового выключателя по замеру температуры ствола дуги при отключении симметричного тока короткого замыкания на основе ALE-подхода.

3. Разработанная математическая модель взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ была применена для расчета остаточного коммутационного ресурса реального выключателя через определение массы абляции сопла после каждой коммутации.

Теоретическая значимость работы заключается в разработке подходов к созданию численных моделей с подвижной сеткой, которые учитывают динамические процессы взаимодействия потока элегаза с дугой отключения.

Практическая значимость результатов работы заключается в создании расчетной численной модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ, в достаточной мере отражающей динамику физических процессов в нем, что позволит заводам-изготовителям высоковольтной коммутационной аппаратуры уменьшить время на проведение исследований по повышению отключающей способности при проектировании современных элегазовых выключателей, при этом не требующей больших вычислительных мощностей, что обеспечит создание передовых автоматизированных систем мониторинга остаточного эксплуатационного ресурса коммутационного оборудования.

Методология и методы исследования. В диссертации в качестве метода исследования используется численное моделирование методом конечных элементов на основе подвижной сетки — подхода Arbitrary Lagrangian – Eulerian (ALE), позволяющей изменять положение и форму сеточных элементов в близлежащих доменах пространственной системы координат, реализуемым в программном комплексе COMSOL Multiphysics 6.0.

Положения, выносимые на защиту:

1. Основные принципы формирования модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ с подвижной сеткой.

2. Новая модель взаимодействия потока газа с плазменным каналом дуги отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ, представленная в форме источника температурного нагрева, на основе экспериментальных данных по замеру температуры ствола дуги при отключении симметричного тока короткого замыкания с использованием подвижной сетки.

3. Основные требования к численным моделям динамических процессов взаимодействия потока элегаза с плазменным каналом дуги отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ в реальных условиях с использованием подвижной сетки.

Соответствие диссертации паспорту научной специальности.

Диссертационная работа соответствует следующим пунктам паспорта специальности 2.4.2. Электротехнические комплексы и системы:

– п.1 «Развитие общей теории электротехнических комплексов и систем, анализ системных свойств и связей, физическое, математическое, имитационное и компьютерное моделирование компонентов электротехнических комплексов и систем, включая электромеханические, электромагнитные преобразователи энергии и электрические аппараты, системы электропривода, электроснабжения и электрооборудования промышленного назначения»;

– п.2 «Разработка научных основ проектирования, создания и

эксплуатации электротехнических комплексов, систем и их компонентов»;

– п. 4 «Исследование работоспособности и качества функционирования электротехнических комплексов, систем и их компонентов в различных режимах, при разнообразных внешних воздействиях, диагностика электротехнических комплексов».

Обоснованность и достоверность. Результаты диссертационной работы получены при корректном и обоснованном применении разработанных математических моделей взаимодействия потока элегаза с плазменным каналом дуги отключения в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ и подтверждаются согласованностью с экспериментальными данными, полученными автором исследования.

Апробация работы. Положения диссертационной работы докладывались и обсуждались на четырех международных и одной Российской научных и научно-практических конференциях, а именно: 2020 Ural Smart Energy Conference (Екатеринбург, Россия); CIGRE Virtual Centennial Session, 2021 (Париж, Франция); International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (Уфа, Россия); Ural Project of Energy Conference 2022 (Екатеринбург, Россия); VIII Международная научно-техническая конференция «Развитие и повышение надежности распределительных электрических сетей (Москва, Россия).

Диссертация выполнена в рамках конкурсной части государственного задания (FEUZ-2022-0030).

Публикации. Основные результаты по теме диссертации изложены в 7 научных работах [184–190], 4 из которых опубликованы в рецензируемых научных изданиях, определенных ВАК РФ и Аттестационным советом УрФУ [184–187], и входящих в международные базы цитирования Scopus; в том числе 5 публикаций – в материалах конференций [185–186, 188–190].

Структура и объем работы. Диссертационная работа включает в себя введение, 4 главы, заключение, список сокращений и условных обозначений, список литературы, состоящий из 237 библиографических ссылок. Общий объем работы составляет 118 страниц, в том числе 12 таблиц, 38 рисунков.

ГЛАВА 1. АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ И ПОДХОДОВ К МОДЕЛИРОВАНИЮ ДУГИ ОТКЛЮЧЕНИЯ ПРИ КОММУТАЦИИ ЭЛЕГАЗОВЫХ ВЫКЛЮЧАТЕЛЕЙ

Необходимость в математическом моделировании физических процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее потоком элегаза при отключении ТКЗ элегазовыми выключателями основана на изучении существующих подходов к построению математических моделей данных процессов. В зависимости от поставленной цели исследования математическая модель взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза может охватывать широкий диапазон сложности: от простой модели, позволяющей учесть дугу отключения аналитически с существенным количеством допущений, до более сложной с детальным моделированием возникновения стадий дугового разряда в непроводящей газовой среде.

В данной главе дается описание существующих математических моделей и подходов к моделированию дуги отключения при коммутации элегазовых выключателей.

1.1. Актуальность применения элегаза как дугогасительной среды в высоковольтных выключателях

Важность описания конкретного поведения дуги отключения при отключении ТКЗ ДУ элегазовых выключателей диктуется необходимостью в разработке новых подходов к проектированию ДУ элегазовых выключателей высокого напряжения под ежегодно растущие требования к их коммутационной способности. В частности, это касается разрастающихся районов электрической сети, в которых увеличивается разветвленность присоединенных воздушных линий (ВЛ) — электрические связи представляются в параллельном соединении уменьшая суммарное сопротивление, тем самым увеличивая расчетные ТКЗ. Кроме того, исследование работоспособности математической модели дуги отключения для оценки ее влияния на основные компоненты ДУ устройства является важнейшим аспектом при создании

автоматизированных систем мониторинга остаточного коммутационного ресурса выключателей как с вычислительной, так и с функциональной точек зрения [3].

Увеличение потребляемой мощности в ЕЭС России наряду с расширением технической и нормативной базы подразумевает количественное увеличение используемого оборудования или его замену [191–192]. Одним из наиболее важных элементов ЭЭС, обеспечивающих ее надежность является такой электрический аппарат как высоковольтный выключатель. Его основной задачей является отключение ТКЗ и изолирование неисправных частей ЭЭС [193].

К высоковольтному выключателю предъявляются следующие требования:

- малое сопротивление в нормальных режимах (в замкнутом положении контактов);
- высокая электрическая прочность внешней и внутренней изоляции, позволяющая выдерживать грозовые и коммутационные перенапряжения, а также переходное восстанавливающееся напряжение после погасания дуги;
- стойкость к сквозным ТКЗ – выключатель должен надежно гасить дугу без повторных зажигания;
- обеспечение быстрой скорости перехода из замкнутого положения в разомкнутое и наоборот, особенно в циклах автоматического повторного включения.

Другими словами, к выключателю одновременно предъявляются противоречивые требования: с одной стороны, в аварийных режимах при протекании ТКЗ выключатель должен их отключать и обеспечивать бесконечно большое сопротивление между дугогасительными контактами [193–195]. С другой стороны, в нормальных режимах через его контактную систему протекают рабочие токи и его сопротивление должно быть бесконечно малым, чтобы избежать излишних потерь электроэнергии [193].

Помимо ТКЗ, выключатель также должен обеспечивать коммутационную способность емкостных токов ненагруженных ВЛ, кабельных линий (КЛ),

батарей статических конденсаторов (БСК) и индуктивных токов ШР согласно российским [196] и иностранным [197–198] стандартам.

Принцип работы большинства выключателей, как механических коммутационных устройств, основан на приведении в действие рабочего механизма — привода. Когда защитное реле посылает команду на электромагнит отключения (ЭО), выключатель должен сработать в течение очень короткого промежутка времени (полное время отключения элегазовых выключателей номинального напряжения $U_{\text{ном}} = 110$ кВ составляет 55 ± 5 мс).

При размыкании контактов между ними возникает электрическая дуга. По своей сути электрическая дуга — это самостоятельный дуговой разряд, представляющий собой канал низкотемпературной плазмы, характеризуемый большой плотностью тока и низким катодным падением напряжения [37, 41, 194–195].

В высоковольтных выключателях номинальным напряжением 110 кВ и выше электрическая дуга представляет собой горящую дугу высокого давления в масле, сжатом воздухе или другом газообразном диэлектрике, имеющим хорошие дугогасящие свойства, например, в элегазе (SF₆). Прерывание тока осуществляется путем охлаждения плазмы дуги таким образом, чтобы возникшая электрическая дуга после расхождения контактов исчезла. Процессы ее охлаждения или гашения могут быть осуществлены различными способами, в связи с чем выключатели классифицируются в соответствии с типом дугогасительной среды и типом дугогасительной камеры (ДК). В настоящее время большинство выключателей используют в качестве дугогасительной среды сжатый элегаз – он обладает высокой электрической прочностью (в 2,5 раза выше, чем у воздуха) и высоким коэффициентом теплоотдачи [194], а сам процесс дугогашения основан на том, что дуга под высокой скоростью обдувается холодным газом высокого давления — то есть происходят процессы автокомпрессии и автогенерации [12, 18]. Современная ДК устроена таким образом, что при приближении нуля тока, течение газа, охлаждающего дугу,

является сверхзвуковым (числа Маха > 1), чтобы нивелировать повторное зажигание дуги в следующем полупериоде [12].

В мировой практике особый научный интерес проявляется к элегазу, как дугогасительной среде в выключателях, потому что сложно найти альтернативу с такими же дугогасящими характеристиками, чтобы выключатель мог обеспечить высокую коммутационную способность [195]. Даже несмотря на активные поиски альтернатив SF₆ [182, 189, 199], из-за его высокой степени воздействия на глобальное потепление, которое выражается через потенциал глобального потепления (ПГП) или Global Warming Potential (GWP), не найдено экологически безопасной и диэлектрически равноценной ему среды [200], и ведущие производители выключателей высокого напряжения продолжают применять именно SF₆.

В Российской практике интерес к элегазовым выключателям подкрепляется нормативными документами оператора электрических сетей в России – компании ПАО «ФСК–Россети» (положение «О единой технической политике в электросетевом комплексе»), в которых закреплено решение о преимущественном применении элегазовых выключателей на класс напряжения 110 кВ и выше. Кроме того, согласно цифровой политике компании ПАО «ФСК–Россети» (концепция «Цифровая трансформация 2030»), одним из лучших способов точно контролировать работу электрооборудования является применение эффективной системы мониторинга.

Учитывая рост ТКЗ в сетях 110 кВ и выше [191–192, 201–202] возникает проблема повышения коммутационной способности, одним из вариантов решения которой является оптимизация конструкции выключателей или создание новых аппаратов [3]. Однако, разработка и конструирование коммутационных высоковольтных аппаратов является дорогостоящим мероприятием, в связи с тем, что требуются многочисленные эксперименты как на физических моделях, так и на опытных образцах. Кроме того, возникает необходимость в учете противоречивых требований, предъявляемых к ДУ выключателя с точки зрения его коммутационной способности, механических характеристик, уровня

электрической изоляции и т.д., на что также необходимы временные и финансовые затраты.

Таким образом, расчет и моделирование внутренних процессов, происходящих в ДУ элегазового выключателя, представляет особый научный интерес как в области эксплуатации коммутационного оборудования, так и в области проектирования элегазовых выключателей высокого напряжения. Поэтому уклон стоит делать в развитие подходов к моделированию сложных физических (газо-, термо-, электродинамических и электрофизических) процессов, возникающих при коммутации элегазового выключателя с возможностью верификации полученной модели – созданию его цифрового двойника [184, 190].

Под цифровым двойником подразумевается цифровая (расчетная) модель элегазового выключателя, моделирование процессов в ДУ которого при отключении ТКЗ полностью или с достаточной точностью отражает реальные процессы.

Для цели мониторинга остаточного коммутационного ресурса на сегодняшний день не имеется реально функционирующих комплексных систем оперативно-технологического управления коммутационным оборудованием электроэнергетических систем, позволяющим получать интегральную оценку его функционального состояния, в частности, осуществлять мониторинг жизненного цикла на основе расчета комплексных физических процессов в ДУ элегазовых выключателей при отключении ТКЗ.

Из наиболее известных методик, применимых для оценки остаточного коммутационного ресурса элегазовых выключателей (в том числе на номинальное напряжение 110 кВ) встречаются следующие:

- измерение динамического сопротивления МКП;
- оценка по количеству операций отключения и включения;
- измерение характеристик скорости и времени привода;
- интегральный расчет тока отключения;
- расчет энергии дуги [203];

- виброанализ [204–207];
- расчет износа (эрозии) дугогасительных контактов [208];
- расчет износа (абляции) сопел [157, 171–172, 209];
- анализ распада элегаза (анализ снижение электрической прочности) [210];
- снятие кривой RDDS (Rate of Decrease of Dielectric Strength – скорость снижения электрической прочности) после нескольких отключений ТКЗ;
- рентгенография.

Несмотря на применимость вышеперечисленных методов (особенно метод, основанный на рентгенографии, имеющий хорошие рекомендации от компании ABB Ltd.), входящих в основу системы диагностики и мониторинга остаточного ресурса выключателей ни один из них в полной мере не учитывает комплексные физические процессы, протекающие в ДУ при отключении выключателем ТКЗ.

Для цели повышения коммутационной способности элегазовых выключателей 110 кВ необходимость и целесообразность проведения расчетов и исследований процессов взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза подкрепляется исходя из текущего состояния парка выключателей 110 кВ. Например, в энергосистеме Свердловской области порядка 300 выключателей 110 кВ из которых около 50% являются устаревшими или устаревающими с нормативным сроком службы, подходящим к концу. В основном это масляные баковые и маломасляные выключатели с отключающей способностью 20 кА. По состоянию на 2017 г. максимальный расчетный ток трехфазного КЗ для энергосистемы Свердловской области класса напряжения 110 кВ составляет примерно 29,9 кА.

Сравнение уровней токов КЗ с коммутационной способностью выключателей показывает, что более 100 выключателей 110 кВ, не способны коммутировать расчетные ТКЗ. Кроме того, учитывая ежегодный рост расчетных ТКЗ, к производителям высоковольтной коммутационной аппаратуры предъявляются более высокие требования в части коммутационной способности

со стороны сетевых организаций. Так, для электрических сетей 110 кВ идет переход к установке элегазовых выключателей с номинальным током отключения 50 кА. Наравне с этим существует особенность работы элегазовых выключателей в режимах отключения токов ненагруженных ВЛ или ШР и отключения емкостных токов ввиду отсутствия полноценного многофункционального испытательного центра.

Существует разрыв в уровнях отключающей способности отечественного коммутационного оборудования и зарубежных аналогов в режиме отключения емкостного тока [185–186]. Для отечественного оборудования — С1 (с низкой вероятностью возникновения повторных пробоев), для зарубежных компаний-производителей коммутационной аппаратуры (ABB Ltd., Siemens AG, ALSTOM, General Electric Company, The Mitsubishi Group, Hitachi Ltd. и др.) — С2 (с очень низкой вероятностью возникновения повторных пробоев).

Все вышеперечисленное свидетельствует об актуальности исследования процессов дугогашения, в частности моделирования процессов взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза, обдувающим ее (дутьевой тип гашения дуги в современных элегазовых выключателях на напряжение 110 кВ и выше).

1.2. Коммутация элегазовых выключателей

1.2.1. Современные дугогасительные устройства элегазовых выключателей

Гашение мощной дуги в современных элегазовых выключателях происходит в ДУ – специальных камерах, в которых должен интенсифицироваться процесс охлаждения дуги – отвода от нее тепла. Такой процесс называется дутьем, и он возможен при воздействии элегаза, текущего со звуковой скоростью относительно столба дуги. Организовать эффективное дутье в элегазовых выключателях 110 кВ и выше можно несколькими способами в связи с чем различают следующие конструкции ДУ [12, 25, 129, 195]:

- 1) автокомпрессионные ДУ с одной ступенью давления, в которых дутье создается посредством встроенного компрессионного устройства, создающее избыточное давление за счет энергии привода;
- 2) ДУ с двумя ступенями давления, оснащенные системой продольного дутья, в которую предварительно сжатый газ поступает из резервуара с относительно высоким давлением элегаза, после погасания дуги проходящий процесс рекомпрессии;
- 3) ДУ, в которых дутье возникает при тепловом расширении элегаза в отдельном рабочем объеме;
- 4) ДУ с электромагнитным дутьем (магнитным вращением дуги):
 - 4.1) ДУ, где гашение дуги обеспечивается ее быстрым перемещением в неподвижном элегазе под воздействием радиального магнитного поля, создаваемого отключаемым током;
 - 4.2) ДУ с системой продольного дутья, в котором повышение давления в элегазе происходит при разогреве дугой, вращающейся в специальной камере под воздействием магнитного поля.

В основном, в элегазовых выключателях на номинальное напряжение 110 кВ и выше применяются первые два типа конструкций ДУ наряду с тепловым расширением элегаза под действием горячей дуги. На более высокие номинальные напряжения (220 кВ и выше) или на более высокие требования по коммутационной способности к выключателям на напряжение 110 кВ (номинальный ток отключения 50 кА и выше) можно дополнительно оптимизировать работу ДУ.

Например, за счет использования так называемого принципа двойного движения (double-motion principle), состоящего в перемещении двух дугогасительных контактов в противоположные направления или с использованием двухскоростной контактной системы (double-speed mechanism), заключающейся в разделении массы подвижных контактов на две части (верхнюю и нижнюю) с обеспечением передачи части кинетической энергии от нижней массы к верхней [129, 132].

Дугогасительные устройства с одной ступенью давления.

В таких конструкциях избыточное давление, обеспечивающее газовый поток, формируется в процессе отключения. ДУ этого типа разделяют на автокомпрессионные и автогенерационные.

На Рисунке 1 представлена схема ДУ двухстороннего дутья. Внутри герметичной изоляционной камеры, заполненной элегазом, установлены два жестко связанные между собой контакты 3, которые соединены с силовым приводным механизмом через изоляционную тягу. При отключении больших ТКЗ сначала практически без разрядов размыкаются главные контакты (на рисунке не показаны), затем ток переходит в зону контактирования дугогасительных контактов 1 и 3, между которыми и горит дуга 6. Изоляционная тяга перемещает всю подвижную систему относительно неподвижного поршня 8, при этом по мере движения происходит сжатие элегаза в рабочем объеме цилиндра – подпоршневой области Б. Таким образом и осуществляется принцип автокомпрессии [12, 18, 129, 132].

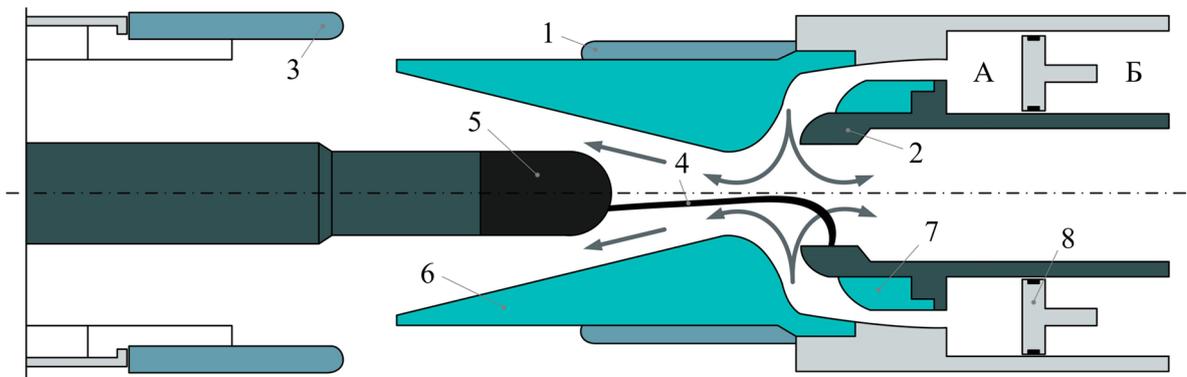


Рисунок 1 – Схема ДУ с принципом автокомпрессии: 1 – подвижный основной контакт; 2 – подвижный дугогасительный контакт; 3 – неподвижный основной контакт; 4 – электрическая дуга; 5 – неподвижный дугогасительный контакт; 6 – большое сопло; 7 – малое сопло; 8 – поршень; А – надпоршневая область; Б – подпоршневая область

Дуга 6, возникающая между дугогасительными контактами, потоком сжатого элегаза через малое сопло в подвижном контакте 3 и большое сопло 2 затягивается внутрь этих сопел. Обеспечивается двухстороннее продольное дутье, интенсивно воздействующее на ствол дуги, которая гаснет в один из переходов

тока через нулевое значение.

Совершенствование элегазовых выключателей вследствие повышаемых требований к коммутационной способности, с одной стороны, связано с повышением номинального тока отключения на один разрыв выключателя.

С другой стороны, преследуется цель снижения мощности приводного механизма. Эти два способа противоречат друг другу, так как снижение мощности привода вызывает падение перепада давления в момент гашения дуги, что означает снижение отключающей способности. Принципиально другим способом повышения эффективности дугогашения элегазовых выключателей при горении электрической дуги в сопловом канале является выполнение сопла из изоляционного материала – фторопласта. Воздействие энергии излучения на внутреннюю поверхность изоляционного сопла инициирует дополнительное газовое дутье за счет абляции изоляционных стенок, сопровождающейся выделением C_2 и CF_4 . Это приводит к повышению давления в МКП и расходуемому эффекту, ограничивающему доступ дугогасящей среды в МКП в максимуме отключаемого тока. Эффект, когда в камере K (Рисунок 2) под действием излучения и высокой температуры дугового разряда 1 между дугогасительными контактами 3 и 4 , происходит абляция изоляционных стенок фторопластового сопла 2 называют автогенерацией.

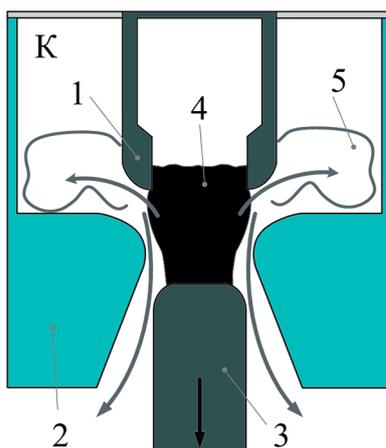


Рисунок 2 – Схема ДУ с принципом автогенерации: 1 – подвижный дугогасительный контакт; 2 – большое сопло; 3 – неподвижный дугогасительный контакт; 4 – электрическая дуга; 5 – зона массового расхода от газогенерирующих стенок сопла; К – ДК

Этот эффект (представленный на Рисунке 2) позволяет увеличить давление газа в камере K не только благодаря высокой температуре, но и дополнительному массовому расходу \dot{m} от газогенерирующих стенок камеры [15–16].

Дугогасительные устройства с двумя ступенями давления.

В таких конструкциях заранее созданный перепад давления, обеспечивающий газовый поток, формируется в процессе отключения. ДУ такого типа разделяют на устройства продольного дутья (Рисунок 3а) и двустороннего дутья (Рисунок 3б).

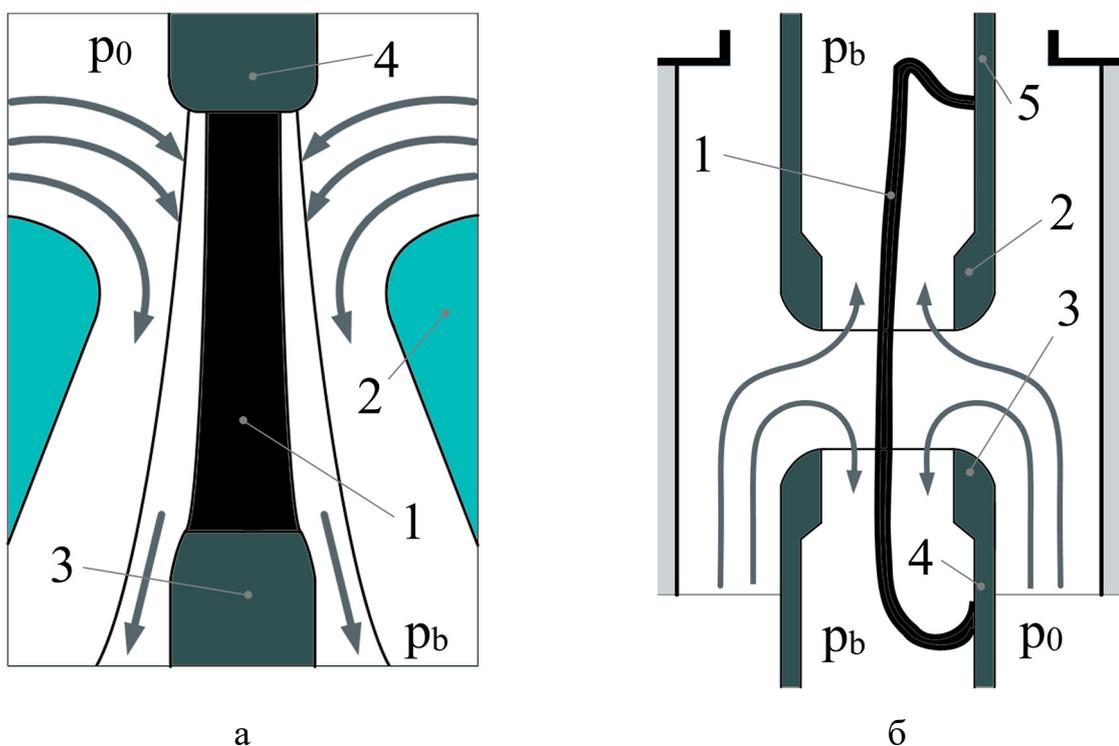


Рисунок 3 – Схема дутья: а – продольного: 1 – электрическая дуга; 2 – сопло; 3, 4 – дугогасительные контакты; p_0 – давление в верхней части потока элегаза; p_b – давление в нижней части потока элегаза; б – двустороннего: 1 – электрическая дуга; 2, 3 – сопла; 4, 5 – дугогасительные контакты; p_0 – давление в верхней части потока элегаза; p_b – давление в нижней части потока элегаза

В случае продольного дутья (Рисунок 3, а) удастся получить лучшее поле потока элегаза (равномерное распределение скоростей и давлений) и отсутствие «мертвых зон». При этом направление движения газа совпадает с продольной

осью ДУ и осью электрической дуги отключения. Дуга, возникающая между контактами 3 и 4, взаимодействует с продольным потоком газа, формируемым соплом 2. Поток газа обеспечивается перепадом давлений в верхней и нижней частях потока – p_0 и p_b , соответственно.

Во время гашения дуги этот перепад не постоянен, однако в оптимальном для дугогашения случае он обеспечивает надкритический режим истечения газа ($p_0 > p_b$) – критический массовый расход газа в течение максимально длительного отрезка времени [18]. Основные параметры ДУ, которые влияют на формирование потока газа, приведены в разделе 2.2 данной диссертационной работы, согласно [24–25, 129, 132].

В случае двустороннего дутья (Рисунок 3, б) направление движения потоков газа, обдувающих дугу, противоположны. Электрическая дуга отключения I горит между контактами 4 и 5 в потоке газа, образованном двумя соплами 2 и 3. Эти потоки формируются каналом, образованном оконечностями контактов: поток сначала направлен перпендикулярно дуге, а затем разворачивается на 90° . В таком случае на оси соплового канала, где встречаются две радиально направленные струи (в месте поворота потока), образуется область стагнации или «мертвая зона», где воздействие элегаза на дуговой столб минимально. В этой «мертвой зоне» остаточный столб дуги имеет увеличенный диаметр, а процессы распада остаточного ствола дуги замедлены, и облако горячего, проводящего газа остается там достаточно долго, что негативно влияет на процесс гашения дуги [25].

ДУ с двумя ступенями давления конструктивно сложны: во-первых, они требуют наличия автоматического компрессора для рекомпрессии газа из ступени низкого давления в ступень высокого; во-вторых, требуется подогрев элегаза в баке высокого давления [25, 129, 132]. Последний факт связан с тем, что при давлении около 1,6 МПа элегаз сжижается примерно при температуре 10°C , следовательно, необходимо установить нагреватели в резервуаре высокого давления для избежания сжижения элегаза [194, 195].

1.2.2. Модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения

Все расчеты газодинамики (ГД) процессов основаны на трех общеизвестных уравнениях механики жидкости и газа:

- уравнение неразрывности (закон сохранения массы);
- уравнение второго закона Ньютона (закон сохранения импульса);
- уравнение энергии (закон сохранения энергии).

Для описания процессов, протекающих в электрической дуге отключения в рамках взаимодействия с потоком элегаза, необходимо задаться качественной математической моделью. Существуют различные подходы к созданию и разработке моделей дуги отключения, которые представлены ниже.

Аналитические модели.

Одна из первых моделей была предложена А. Cassie в 1932 г. [114] и впоследствии представлена в рамках сессии CIGRE в 1939 г. [115]. Она описывает процесс горения дуги при больших значениях тока и базируется на предположении о том, что напряжение столба дуги постоянно. Модель рассчитывает дуговой канал с постоянной температурой, плотностью тока и силой электрического поля. Изменения проводимости дуги обусловлены изменениями сечения дуги. Напряженность на створе дуги постоянна и не зависит от тока дуги. Фактически, модель применима только для описания процессов до перехода тока через нуль.

Модель О. Мауг, предложенная в 1943 г. [116], описывает процесс горения дуги при токах, близких к нулю, и базируется на предположении о том, что отводимая мощность от дуги неизменна:

$$\frac{1}{g} + \frac{dg}{dt} = \frac{d \ln g}{dt} = \frac{1}{\tau} \left(\frac{ui}{P} - 1 \right). \quad (1)$$

Дуга представляется как нелинейное сопротивление в схеме замещения. Основная идея модели: только конвекция вызывает потери мощности, т. е. температура в дуге не постоянна. Это означает, что площадь поперечного сечения дуги пропорциональна току и что напряжение дуги постоянное. Также, считается, что потери мощности вызваны теплопроводностью при малых токах. Это означает, что проводимость сильно зависит от температуры, но не зависит от

площади поперечного сечения дуги. Модель О. Мауг можно использовать для описания процессов после перехода тока через нуль.

Модели А. Cassie и О. Мауг имеют модификации – гибридные модели, позволяющие более точно описывать дугу отключения, например модель Т. Browne [93], которую он впоследствии применил для анализа процесса отключения в посленулевой период горения дуги, характеризуемый балансом энергии [94]. Вышеперечисленные модели полезны, но имеют ограниченное применение, так как основаны на обыкновенных дифференциальных уравнениях. Другими словами, с их помощью нельзя детально исследовать физические процессы при дугогашении, т. е. оценить взаимодействие с потоком элегаза, так как оно описывается уравнениями ГД, представляющих собой дифференциальные уравнения в частных производных [82].

Модифицированные модели дуги.

Модифицированные модели дуги [64-106, 110–113, 117–122] имеют свои ограничения использования, описанные в [87]. Они основаны на уравнениях неразрывности, движения и энергии, а также законе Ома.

Уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \vartheta_z)}{\partial z} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial(r\rho \vartheta_r)}{\partial r} = 0. \quad (2)$$

Уравнение осевого импульса:

$$\rho \frac{\partial \vartheta_z}{\partial t} + \rho \vartheta_z \frac{\partial \vartheta_z}{\partial z} + \rho \vartheta_r \frac{\partial \vartheta_z}{\partial r} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left[(\eta + \eta_t) \cdot r \frac{\partial \vartheta_z}{\partial r} \right]. \quad (3)$$

Уравнение энергии:

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \rho \vartheta_z \frac{\partial h}{\partial z} + \rho \vartheta_r \frac{\partial h}{\partial r} = \sigma E^2 - U + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left[(k + k_t) \cdot r \frac{\partial T}{\partial r} \right]. \quad (4)$$

Закон Ома:

$$I = E \int_0^{r_1} 2\pi r \sigma \cdot dr, \quad (5)$$

где ϑ_r и ϑ_z – радиальная и аксиальная скорости газа; ρ – плотность газа; p – давление газа, η – кинематическая вязкость; η_T – турбулентная вязкость;

σ – электропроводность; \mathbf{E} – напряженность электрического поля; U – удельный коэффициент излучения; K – теплопроводность; K_T – турбулентная теплопроводность; h – удельная энтальпия; \mathbf{I} – ток.

Обычно, в осесимметричной постановке (цилиндрические координаты) уравнения (2) – (5) интегрируют по радиусу в пределах от a до b и получают уравнения, приведенные в [87].

На основе вышеперечисленных интегральных уравнений дуги можно описать взаимодействие дуги с обдуваемым потоком элегаза. Другими словами, в отличие от задач магнитной гидродинамики, в которых движение проводящего газа в электромагнитном поле проявляется в двух эффектах – Лоренцевой силе и Джоулевом тепловыделении, расчет процессов в ДУ сводится к ГД задаче при наличии лишь одного электромагнитного эффекта – Джоулева тепловыделения. Такой принцип моделирования дуги заложен в исследованиях [3, 12, 173, 211].

Для расчета ГД также можно использовать методику из [24–25], которая основывается на аналитическом определении параметров поршневого устройства и его скорости, чтобы получить перепад давлений обеспечивающий надкритический режим истечения газа. Для определения режима истечения рассматривается отношение давления под поршнем p_0/p_i где i – шаг расчета, p_0 – начальное давление в подпоршневой области. Помимо используемых серьезных допущений, основным минусом такой методики является неучет взаимодействия потока газа с дугой.

Экспериментальная модель КЕМА.

Данная модель основана на 79 коммутационных испытаниях силовых выключателей на номинальное напряжение 126–550 кВ в испытательном центре компании «КЕМА» (с 2019 г. «CESI») [130–131, 169, 212–213].

Точность моделирования прогноза прерывания (прогнозирование событий после нуля тока на основе информации до нуля тока): параметры дуги для каждой модели дуги извлекаются методом оптимизации в определенный временной интервал для минимизации разницы между измеренными и смоделированными сигналами напряжения.

По своей сути эта экспериментальная модель представляет модифицированную модель Майера, собранную из 3-х подмоделей:

$$\frac{dg_i}{dt} = \frac{1}{P_i \tau_i} \cdot g_i^{\lambda_i} \cdot u_i^2 - \frac{1}{\tau_i} g_i, \quad (6)$$

для $i = 1, 2, 3$.

Решая каждое уравнение (6), получим:

$$\frac{1}{g} = \frac{1}{g_1} + \frac{1}{g_2} + \frac{1}{g_3}. \quad (7)$$

Модель базируется на шести параметрах дуги: три константы времени τ_i и три постоянные мощности охлаждения P_i [169], при этом $\lambda_1 = 1,4$; $\lambda_2 = 1,9$; $\lambda_3 = 2,0$. Модель состоит трех дифференциальных уравнений $g = i/u$, таких же, как и предыдущая модель, каждое из которых представляет разные временные интервалы процессов гашения дуги (Рисунок 4).

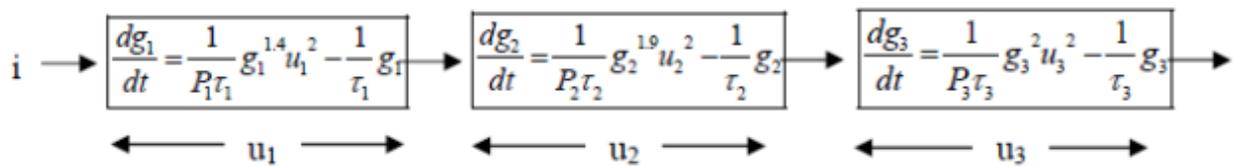


Рисунок 4 – Математическая модель дуги, состоящая из трех этапов процесса дугогашения согласно [169]

В Таблице 1 представлены параметры модели КЕМА.

Таблица 1 – Расчетные параметры экспериментальной модели КЕМА

Описание параметра	Параметр	
	Обозначение	Формула
Параметры дуги (варьируются от теста к тесту)		
Постоянная времени	τ_1	$\frac{k_t}{l_a - l_T}$
Константы мощности охлаждения	B_1	–
	B_2	–
Параметры, связанные с конструкцией автоматического выключателя		
Расстояние между дуговыми контактами	l_a	–
Эмпирическая константа (зависит от тестируемого выключателя и от условий КЗ)	l_t, k_t	Согласно [198]

Продолжение Таблицы 1

Описание параметра	Параметр	
	Обозначение	Формула
Постоянная времени	τ_2	$\frac{\tau_1}{k_1}$
	τ_3	$\frac{\tau_2}{k_2}$
Константы, представляющие конструкцию выключателя	k_1	Согласно [131]
	k_2	
	k_3	
Мощность охлаждения	P_1	$B_1 \cdot g_1^{0.6}$
	P_2	$B_2 \cdot g_2^{0.1}$
	P_3	$\frac{B_2}{k_3}$

Магнитогидродинамическая модель.

Жидкостные модели описывают плазму в терминах сглаженных величин, таких как плотность и усредненная скорость вокруг каждой позиции. Модель жидкости в магнитогидродинамическом подходе рассматривает плазму как единую жидкость, описываемую системой уравнений Максвелла и Навье-Стокса [41]. Более общим описанием является двухжидкостная плазма, где ионы и электроны описываются отдельно.

Жидкостные модели часто точны, когда вероятность столкновений достаточно высока, чтобы сохранить распределение скорости плазмы близким к распределению Максвелла–Больцмана [214].

Поскольку жидкостные модели обычно описывают плазму в терминах одного потока при определенной температуре в каждом пространственном местоположении, они не могут ни захватывать скоростные пространственные структуры, такие как лучи или двойные слои, ни разрешать волновые эффекты частиц [215–216].

Для описания газо-, термо- и электродинамики плазмы электрической дуги в дополнение к уравнению неразрывности (2), движения (3), энергии (4) и закона Ома (5) необходимо добавить уравнения Максвелла и материальные соотношения:

$$\frac{\partial \mathbf{E}_r}{\partial z} - \frac{\partial \mathbf{E}_z}{\partial r} = 0, \quad (8)$$

$$\frac{1}{r} \frac{\partial r \mathbf{H}_\varphi}{\partial r} = \mathbf{j}_z, \quad (9)$$

$$-\frac{\partial \mathbf{H}_\varphi}{\partial z} = \mathbf{j}_r, \quad (10)$$

$$\mathbf{j}_z = \sigma \mathbf{E}_z, \quad (11)$$

$$\mathbf{j}_r = \sigma \mathbf{E}_r. \quad (12)$$

Вышеперечисленные уравнения дополняются зависимостями:

$$\begin{aligned} \rho = \rho(T, p); \quad \sigma = \sigma(T, p); \quad \lambda = \lambda(T, p); \quad \eta = \eta(T, p); \quad c_p = c_p(T, p); \\ h = h(T, p); \quad \psi = \psi(T, p). \end{aligned} \quad (13)$$

Краевые условия при этом (в условиях осесимметрии – цилиндрические координаты):

$$r = 0, z > 0; \quad \mathfrak{D}_r = 0; \quad \mathbf{H}_\varphi = 0; \quad \frac{\partial \mathfrak{D}_z}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial \mathbf{E}_z}{\partial r} = 0; \quad \omega = 0, \quad (14)$$

где \mathbf{E}_r и \mathbf{E}_z – радиальный и осевой градиенты напряжения, соответственно; \mathbf{H}_φ – азимутальная напряженность магнитного поля; \mathbf{j}_r и \mathbf{j}_z – радиальная и осевая плотности электрического тока, соответственно; ρ – плотность газа; p – давление; λ – теплопроводность; c_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении; h – удельная энтальпия; ψ – излучательная способность.

Записанные выше уравнения можно применять при описании дугового разряда в газе. Однако, со стороны малых токов граница исследуемой области определяется, как правило, выполнением условия локального термодинамического равновесия. При отключении больших токов ограничение происходит из-за влияния реабсорбции излучения.

Гидрокинетическая модель.

Ее уникальность состоит в том, что в рамках гидрокинетического моделирования можно рассчитать процессы восстановления диэлектрической прочности после погасания дуги (параметры электронного роя), что не позволяет осуществить магнитогидродинамический подход. Данная модель характеризуется четырьмя стадиями расчета [181–182]:

- свойства дуговой плазмы (в изоляционных средах как SF6) используются в качестве основных входных данных, включая термодинамические свойства, транспортные коэффициенты и коэффициенты излучения, рассчитываемые в соответствии с теорией Чапмана – Энскога в соответствии с локальным термодинамическим равновесием (ЛТР) [216];
- гидрокинетическая модель 1D (при условии цилиндрической симметрии) используется для описания процесса разрушения дуги;
- на основе результатов моделирования 1D вычисляются средняя радиальная температура, дуговая проводимость и средняя критическая сила электрического поля на трех стадиях восстановления: скорость теплового восстановления, скорость предварительного электрического восстановления и постдиэлектрик;
- постдиэлектрическая стадия восстановления рассчитывается на основе уравнения Больцмана [214], которое описывает движение электронов во время последней фазы гасящих дуг.

В этой модели предполагается, что дуга стабилизируется в цилиндре с геометрией 1D. Уравнения, описывающие 1D-дугу характеризуются уравнениями непрерывности (15) и энергии (16):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{\mathbf{r}} \cdot \frac{\partial(\mathbf{r}\rho\mathfrak{V}_{\mathbf{r}})}{\partial \mathbf{r}} = 0, \quad (15)$$

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \mathfrak{V}_{\mathbf{r}} \frac{\partial T}{\partial r} \right) = \sigma \frac{\mathbf{i}^2}{g^2} - E_{rad} + \frac{1}{\mathbf{r}} \cdot \frac{\partial}{\partial \mathbf{r}} \left(k\mathbf{r} \frac{\partial T}{\partial \mathbf{r}} \right), \quad (16)$$

где \mathbf{r} – радиальное расстояние, ρ – плотность, $\mathfrak{V}_{\mathbf{r}}$ – радиальная составляющая скорости, c_p – удельное тепло при постоянном давлении, T – температура, σ – электрическая проводимость, k – термическая проводимость, \mathbf{i} – ток, g – проводимость дуги, E_{rad} – потери энергии излучения (удельный коэффициент излучения U в (4)).

Существенный минус данной модели связан с огромными вычислительными затратами, в случае перехода постановки задачи в 2D или в 3D.

Кинетическая модель.

Кинетическая модель описывают функцию распределения скорости частиц в каждой точке плазмы и поэтому предполагает распределение Максвелла–Больцмана.

Кинетическое описание часто необходимо для бесстолкновительной плазмы [217–218]. Такой плазмой можно считать ту, у которой плотность достаточно мала и/или ее температура достаточно высока, так что соударениями можно пренебречь вследствие того, что характерные времена меньше, чем время соударения частиц [215, 217].

Существует два общих подхода к кинетическому описанию плазмы. Один основан на представлении сглаженной функции распределения на сетке по скорости и положению (функция распределения частиц по координатам и импульсам):

$$f = f(t, \mathbf{r}', \mathbf{p}'), \quad (17)$$

где \mathbf{r}' – координаты центра масс частиц; \mathbf{p}' – импульсы центра масс частиц.

Функция (18) в состоянии ЛТР имеет вид Максвелловского распределения и в общем случае находится из уравнения Больцмана (19):

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \boldsymbol{\vartheta} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{r}} + \mathbf{F} \frac{\partial f}{\partial \rho} = C(f), \quad (18)$$

при этом

$$\mathbf{F} = e\mathbf{E} + \left(\frac{e}{c}\right) [\boldsymbol{\vartheta}, \mathbf{B}], \quad (19)$$

где \mathbf{F} – внешняя сила, действующая на заряженную частицу; $C(f)$ – коэффициент, учитывающий взаимные столкновения частиц.

Если при рассмотрении быстрых движений частиц пренебречь столкновениями, полагая $C(f) \approx 0$, то кинетическое уравнение оказывается бесстолкновительным уравнением Власова с самосогласованными полями \mathbf{E} и \mathbf{B} (они сами определяются движением заряженных частиц).

Таким образом, уравнение Власова может быть использовано для описания динамики системы заряженных частиц, взаимодействующих с электромагнитным

полем. В намагниченной плазме гидрокинетический подход может существенно снизить вычислительные затраты на полностью кинетическое моделирование [216–217, 219].

Другой метод, известный как метод частиц в ячейках, включает кинетическую информацию траекторий большого числа отдельных частиц. Фактически, такой метод применяется для решения нестационарных задач магнитной гидродинамики [218]. Кинетические модели, как правило, более вычислительно затратны, чем жидкостные модели.

При анализе работ, посвященных моделированию ГД процессов в элегазовых выключателях при их коммутации, основной акцент делается на решении следующих задач научного и практического характеров:

- исследование электрофизического воздействия энергии дуги на процесс абляции сопла в целях как создания передовых систем мониторинга остаточного коммутационного ресурса, так и изучения эффекта автогенерации для повышения коммутационной способности [157, 172, 220];
- оптимизация конструкции элементов ДУ, в частности профиля сопла, для увеличения скорости течения элегаза в целях повышения коммутационной способности выключателей [221–222];
- оценка остаточной проводимости ствола дуги для исследования ее влияния на электрическую прочность МКП после ее погасания [223–224].

Основная сложность подавляющего большинства исследований связана с реализацией подходящей математической модели тепломассообмена потока холодного элегаза и неизотермического плазменного канала.

Некоторое обобщение работ, посвященных построению математических моделей взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в элегазовых выключателях, приведено в Таблице 2, где представлены исследования, посвященные взаимодействию потока элегаза с дугой за 2010–2023 гг.

Таблица 2 – Исследования, посвященные взаимодействию потока элегаза с дугой за 2010–2023 гг.

№	Источник	Изучаемая проблема	Модель взаимодействия потока элегаза с дугой	Расчетная численная модель
1	[131]	Прогнозирование погасания дуги путем моделирования газового гашения с учетом абляции сопла	Уравнения неразрывности, движения и энергии, Джоулев нагрев и учет излучения	Двумерная осесимметричная модель
2	[133]	Воссоздание цифровой модели дуги в цилиндрических соплах	Уравнения неразрывности, движения и энергии	Двумерная плоскостная модель
3	[134]	Исследование процесса дугогашения автогенерационным выключателем с учетом абляции сопла	Уравнения неразрывности, движения и энергии, учет излучения.	Двумерная осесимметричная модель
4	[146]	Прогнозирование повторного зажигания дуги	Уравнения неразрывности, движения и энергии, Джоулев нагрев и учет излучения	Двумерная осесимметричная модель
5	[170]	Создание программного комплекса для моделирования процессов дугогашения	Уравнения неразрывности, движения и энергии, Джоулев нагрев	Двумерная плоскостная модель
6	[181]	Исследование процесса абляции сопла на отключающую способность	Уравнения неразрывности, движения и энергии, учет излучения	Двумерная плоскостная модель

Продолжение Таблицы 2

№	Источник	Изучаемая проблема	Модель взаимодействия потока элегаза с дугой	Расчетная численная модель
7	[211]	Исследование процесса дугогашения при отключении емкостного тока автогенерационным выключателем	Уравнения неразрывности, движения и энергии, Джоулев нагрев, учет излучения	Двумерная осесимметричная модель
8	[225]	Устранение ударной волны перед неподвижным дугогасительным контактом внутри сопла, вызывающая снижение скорости потока элегаза в сопле	Уравнения неразрывности, движения и энергии	Двумерная плоскостная модель
9	[226]	Влияние примесей, возникающих в процессе абляции сопла, на процесс дугогашения	Уравнения неразрывности, движения и энергии	Двумерная плоскостная модель
10	[227]	Исследование влияние апериодической составляющей тока отключения на процесс дугогашения	Магнитогидродинамическая: уравнения неразрывности, движения и энергии, уравнения Максвелла	Двумерная осесимметричная модель
11	[228]	Исследование процесса дугогашения автогенерационным выключателем с учетом абляции сопла	Уравнения неразрывности, движения и энергии	Двумерная осесимметричная модель
12	[229]	Исследование процесса дугогашения в сверхзвуковом сопле	Уравнения неразрывности, движения и энергии	Двумерная осесимметричная модель
13	[230]	Повышение точности при низких токах отключения (нитевидная форму дуги).	Магнитогидродинамическая: уравнения неразрывности, движения и энергии, уравнения Максвелла	3D-модель

1.3. Выводы по первой главе

В качестве основных выводов по главе 1 можно отметить следующие:

1. В результате проведенного анализа, посвященного существующим математическим моделям дуги отключения, можно отметить, что сегодня уклон делается на моделирование процессов взаимодействия потока элегаза с дугой в первой стадии дугогашения (до перехода тока через нуль) и учете основных параметров, описывающих ГД характеристики неизотермического потока элегаза для описания второй стадии дугогашения (после перехода тока через нуль). Получение ГД параметров необходимо, чтобы учесть тепловое и электрическое воздействие дуги в целях предсказания и избегания теплового и электрического пробоев, соответственно. Кроме того, отсутствует универсальная модель дуги отключения, которая, с одной стороны, отражает физические процессы (подтверждена или в достаточной мере коррелирует с экспериментами), протекающие при ее гашении, а, с другой – была бы вычислительной эффективной. Это приводит к появлению задачи синтеза математических моделей и подходов к моделированию дуги, что в конечном счете сводится к расчету и анализу процессов взаимодействия дуги отключения с неизотермическим потоком элегаза, обдувающим ее при отключении ТКЗ элегазовыми выключателями высокого напряжения.

2. Обоснована актуальность рассмотрения процессов дугогашения в ДУ элегазовых выключателей автокомпрессионного типа – с дутьевым способом гашения дуги.

3. Обзор исследований показывает, что вычислительно менее затратными моделями являются численные модели в осесимметричной постановке (цилиндрические координаты) с представлением дуги в виде интегральной модели, модели Джоулева тепловыделения или модели с использованием магнитогидродинамического подхода.

4. В современных исследованиях практически отсутствуют реализации численного расчета взаимодействия потока элегаза с дугой с учетом движения границ расчетной области (подвижная сетка — ALE-подход).

ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДУГИ С ПОТОКОМ ЭЛЕГАЗА В АВТОКОМПРЕССИОННОМ ДУГОГАСИТЕЛЬНОМ УСТРОЙСТВЕ ЭЛЕГАЗОВОГО ВЫКЛЮЧАТЕЛЯ 110 КВ

В данной главе приводятся описание расчетной модели объекта исследования и методы расчета ГД процессов, протекающих в ДУ при отключении выключателя. Автором диссертационной работы проведены аналитические (по методике из работ [24–25]) и численные расчеты (с помощью ПК численного моделирования Comsol Multiphysics 6.0 с применением ALE-подхода) ГД и построены характеристики изменения основных параметров (массовый расход, давление) через сечение подпоршневой области ДУ.

2.1. Методы расчета процессов взаимодействия потока элегаза с дугой отключения

2.1.1. Аналитические методы

Учитывая, что движение потока элегаза описывается системой уравнений Навье-Стокса, стоит отметить, что их аналитическое интегрирование возможно лишь в ограниченном числе случаев и большинство методов расчета уравнений ГД на сегодняшний день сводятся к численным.

В магнитной гидродинамике при добавлении к уравнениям Навье-Стокса системы уравнений Максвелла ситуация только ухудшается в рамках нахождения именно аналитического решения. Дело в том, что существенная многомерность исследуемых процессов, особенно в плазменном канале дуги отключения, обдуваемой неизотермическим потоком, а также наличие разнообразных типов слабых и сильных разрывов, затрудняет использование методов численного анализа.

Поэтому актуальными являются аналитические исследования, направленные на описание особенностей, связанных с нелинейным и многомерным характером движений плазмы на основе точных решений дифференциальных уравнений. Универсальным методом, позволяющим

аналитически решать нелинейные уравнения, которыми описывают магнитную гидродинамику, является метод группового анализа дифференциальных уравнений. Методы теории групп позднее были применены к задачам механики жидкости [231].

2.1.2. Численные методы

Численное моделирование процессов, протекающих в электрической дуге отключения, в основном, превалирует над остальными методами в силу роста вычислительных мощностей. Прежде всего, это относится к расчетам ГД полей, полей плотности тока, электромагнитных сил, приводящих к так-называемому пинч-эффекту и ускорению плазмы, к более корректному описанию переноса излучения в столбе дуги. Основными численными методами расчета, применительно к задачам механики жидкости и газа, в том числе магнитной гидродинамики, являются метод конечных элементов и метод конечных объемов [232].

2.1.3. Нечисленные методы

Для расчета физических процессов, имеющих неопределенности при постановке задачи или ее решении (в частности, численное решение системы уравнений Навье-Стокса позволяет найти лишь одно частное решение) популярность набирают методы полиномиального хаоса. Суть метода заключается в представлении случайных процессов на стохастическом полиномиальном пространстве в виде полиномов Эрмита [233].

В диссертационном исследовании решение задачи ГД — определение давления и скорости потока элегаза реализуется аналитически (по методике [24–25]) и численно (методом конечных элементов, в программном комплексе численного моделирования Comsol Multiphysics 6.0).

2.2. Аналитический расчет коммутации элегазового выключателя

В аналитическом расчете принимаются следующие основные допущения:

- нет подвода и отвода тепла при истечении газа (адиабатический процесс);

- процесс истечения газа имеет установившийся характер;
- потери на трение отсутствуют;
- газ считается идеальным.

Все основные соотношения, необходимые для расчета взяты из работы [24].
Процедуру аналитического расчета можно представить в виде блок-схемы –
Рисунок 5.

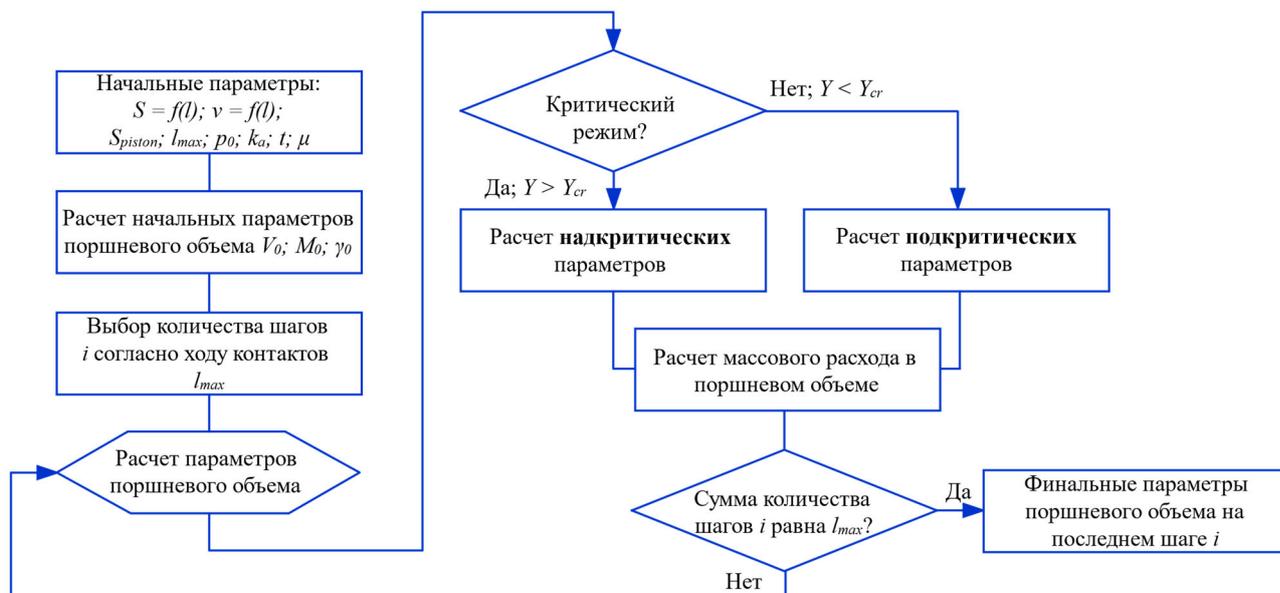


Рисунок 5 – Блок-схема аналитического расчета

Основной целью расчета является определения параметров поршневого устройства и его скорости, чтобы получить перепад давлений обеспечивающий надкритический режим истечения газа. Для определения режима истечения рассматривается отношение давления под поршнем p_0/p_i где i – шаг расчета, p_0 – начальное давление в подпоршневой области.

2.2.1. Объект исследования

В качестве объекта исследования для расчета ГД процессов был выбран баковый элегазовый выключатель на номинальное напряжение 110 кВ (RU)/126 кВ (EU) – Рисунок 6.

Путь протекания тока в ДУ выбранного выключателя также показан на Рисунке 6: в закрытом состоянии большая часть тока протекает с токоведущей части ввода через розеточный контакт на трубу, переходя на главные контакты

1 и 3. При размыкании главных контактов ток течет также через трубу, но посредством проводящих частей проходит в дугогасительные контакты 2 и 5.

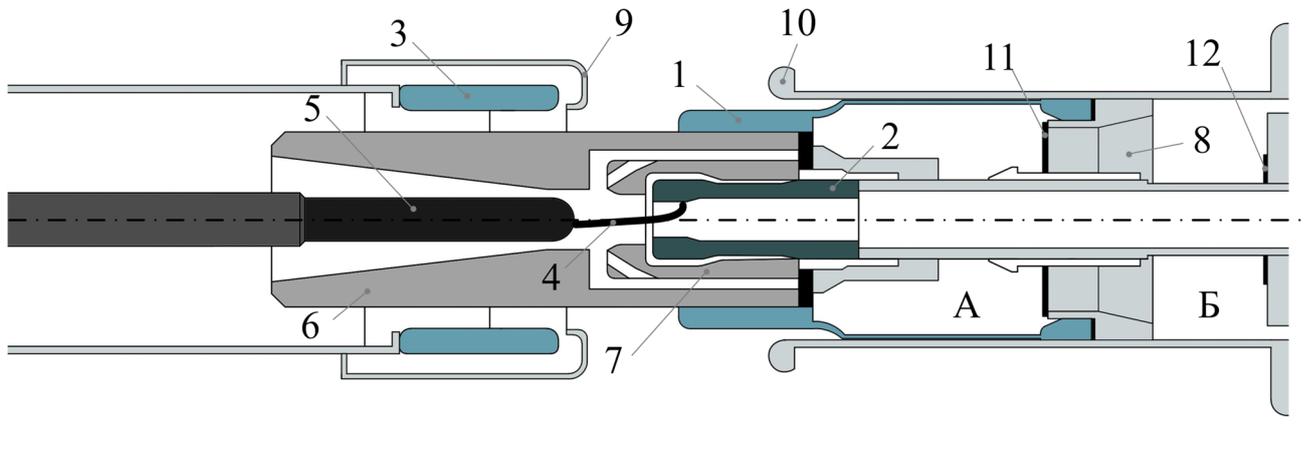


Рисунок 6 – Выключатель элегазовый баковый 110 кВ: 1 – подвижный дугогасительный контакт; 2 – неподвижный дугогасительный контакт; 3 – главный неподвижный контакт; 4 – главный подвижный контакт; 5 – клапан в поршне; 6 – поршень; 7 – клапан, закрытый при открытии контактов, установленный на перегородке; 8 – клапан, открытый при закрытии контактов, установленный на перегородке; 9 – фторопластовое большое сопло; 10 – фторопластовое малое сопло; 11 – розеточный контакт; 12 – труба; А – надпоршневая область; Б – подпоршневая область

Гашение дуги в данном выключателе производится двусторонним дутьем. Автокомпрессионное ДУ имеет фторопластовые сопла (используется тепловое расширение газа от стенок сопла – процесс автогенерации).

2.2.2. Расчетная модель объекта исследования

Для расчета ГД необходимы следующие данные: полный ход поршня (контактов), сечение поршня, а также характеристики зависимости сечения выхода элегаза от хода контактов $S = f(l)$. Все эти параметры взяты из приближенных геометрических размеров ДК высоковольтного выключателя ВЭБ-110. Как указывалось выше, способ расчета подробно описан в [24–25]:

- полный ход контактов $L_{\text{макс}} = 120$ мм;
- ход контактов до начала дутья $L_{\text{вых}} = 18$ мм;

- сечение поршня $S_{\text{п}} = 8,953 \text{ мм}^2$;
- температура окружающей среды $\vartheta = 40^\circ\text{C} = 313 \text{ К}$;
- давление среды внутри аппарата $p_0 = 0,42 \text{ МПа}$;
- коэффициент расхода μ на всех этапах истечения примем равным 0,9 (коэффициент истечения, который учитывает уменьшение фактического сечения отверстия из-за сжатия струи в нем);
- показатель адиабаты для элегаза $k_a = 1,086$;
- задаемся шагом дискретизации расчета, для этого разобьем весь ход поршня на 20 одинаковых участков, т.е. $n = 20$;
- ход поршня на каждом участке:

$$\Delta l = \frac{L_{\text{max}}}{n} = \frac{120}{20} = 6 \text{ мм.} \quad (20)$$

На Рисунке 7, а изображена зависимость сечения выхода элегаза от хода поршня $S = f(l)$. На Рисунке 7, б показана зависимость скорости движения поршня от хода $V = f(l)$ для выбранного расчетного объекта — элегазового бакового выключателя 110 кВ. Данные взяты из руководства по эксплуатации производителя данного выключателя.

На Рисунке 8 представлен график зависимости хода подвижной части от времени [3]. Этот график необходим в численной реализации при решении ГД задачи с подвижной сеткой. Полное время отключения (время с момента подачи команды на отключение до момента погасания дуги во всех фазах) взято равным 55 мс.

2.2.3. Результаты аналитического расчета

Результатами аналитического расчета являются графики изменения давления в подпоршневом объеме и массового секундного расхода в зависимости от хода контакта выключателя. В Таблице 3 представлены результаты расчета каждого шага аналитическим методом: давление в подпоршневом объеме p_i , среднее давление $p_{\text{ср}i}$, массовый расход G_i .

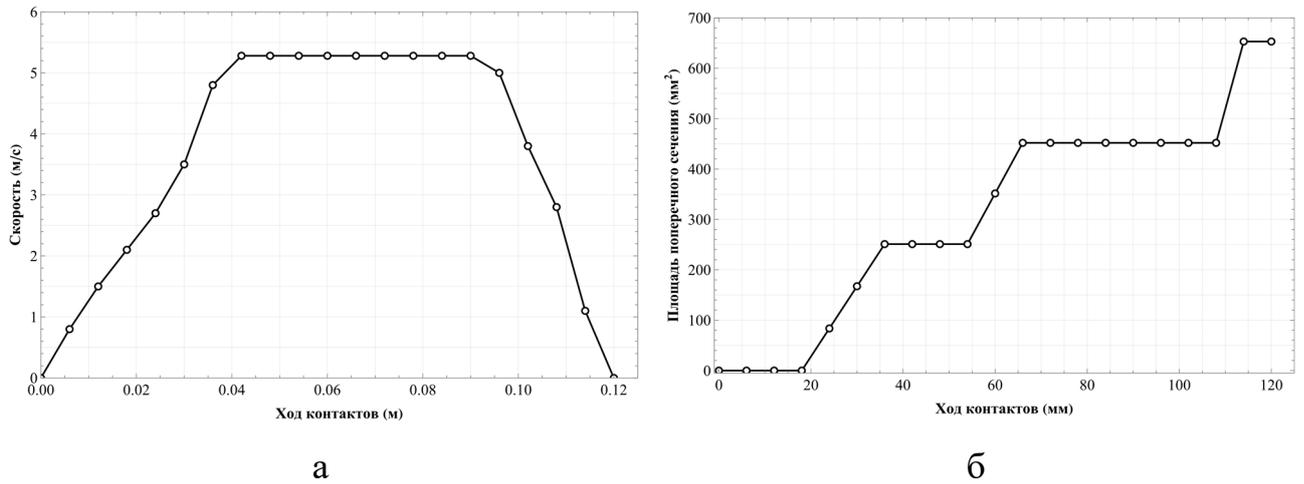


Рисунок 7 – Графики зависимости: а – Сечения выхода элегаза от движения поршня; б – Сечения выхода элегаза от движения поршня

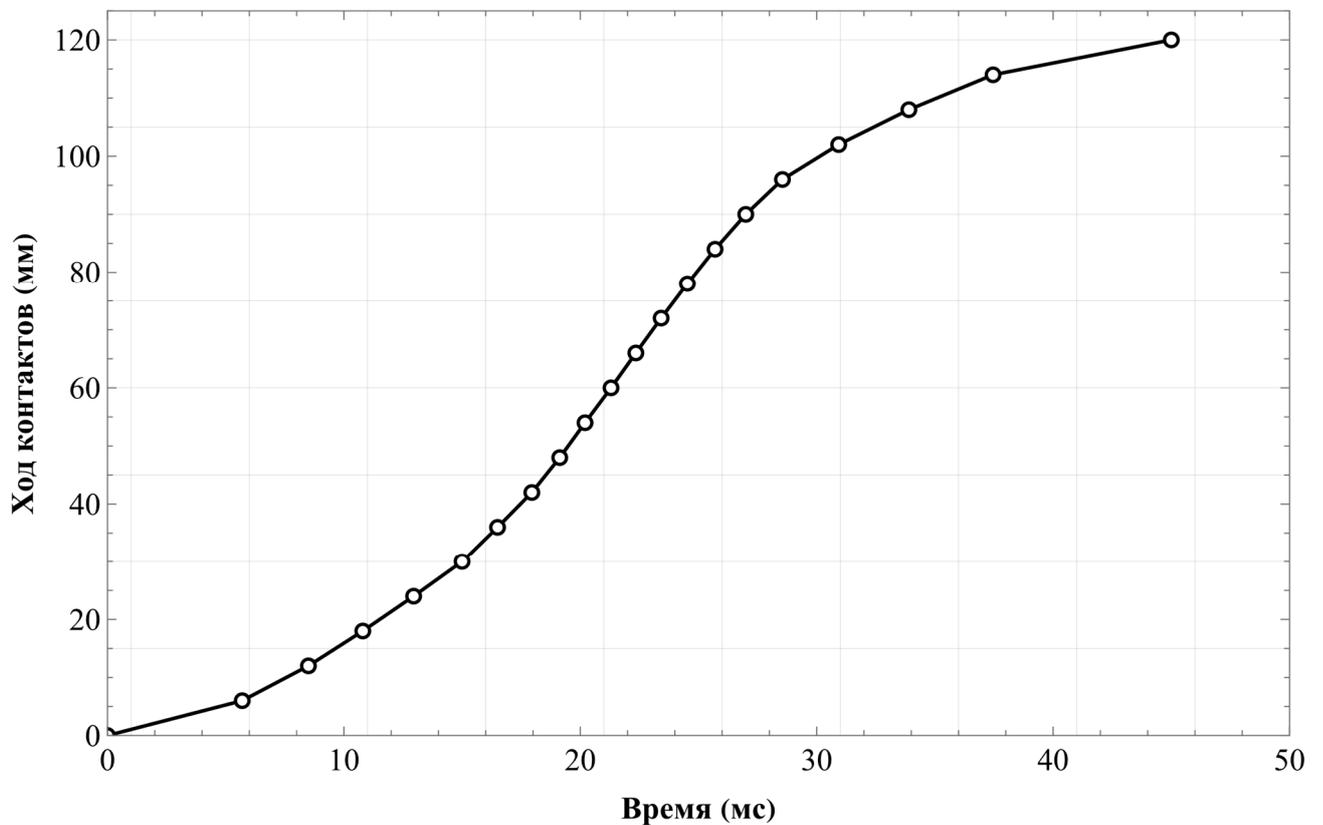


Рисунок 8 – График зависимости хода подвижной части от времени

На Рисунке 9, а изображен график изменения давления в подпоршневом объеме в зависимости от хода контакта. На Рисунке 9, б показан график массового секундного расхода в зависимости от хода контакта. Графики построены по данным Таблицы 3.

Таблица 3 – ГД параметры, полученные аналитически

№ шага	l , мм	V_i , мм ³	p_i , МПа	$p_{срi}$, МПа	Y_i	Ψ_i	$v_{срi}$, м/с	G_i , кг/с	ΔM_i , кг · 10 ³	M_i , кг · 10 ³
1	6	1,209	0,420	0,420	1,000	0	0	0	0	29,674
2	12	1,155	0,441	0,431	0,975	0,218	0,40	0	0	29,674
3	18	1,101	0,465	0,448	0,938	0,336	1,15	0	0	29,674
4	24	1,048	0,491	0,469	0,895	0,424	1,80	0,114	0,380	29,294
5	30	0,994	0,512	0,491	0,856	0,482	2,40	0,271	0,676	28,617
6	36	0,940	0,530	0,511	0,823	0,520	3,10	0,455	0,881	27,736
7	42	0,886	0,547	0,529	0,795	0,546	4,15	0,494	0,715	27,022
8	48	0,833	0,569	0,549	0,766	0,569	5,04	0,533	0,635	26,387
9	54	0,779	0,596	0,572	0,734	0,588	5,28	0,574	0,652	25,735
10	60	0,725	0,627	0,599	0,701	0,604	5,28	0,863	0,981	24,755
11	66	0,671	0,653	0,626	0,671	0,614	5,28	1,177	1,337	23,417
12	72	0,618	0,673	0,650	0,646	0,620	5,28	1,231	1,399	22,019
13	78	0,564	0,695	0,672	0,625	0,623	5,28	1,279	1,453	20,565
14	84	0,510	0,719	0,696	0,604	0,625	5,28	1,326	1,507	19,058
15	90	0,457	0,747	0,722	0,582	0,625	5,28	1,374	1,561	17,497
16	96	0,403	0,780	0,751	0,559	0,625	5,28	1,427	1,622	15,875
17	102	0,349	0,820	0,786	0,535	0,625	5,14	1,491	1,740	14,135
18	108	0,295	0,867	0,826	0,508	0,625	4,40	1,564	2,133	12,002
19	114	0,242	0,902	0,864	0,486	0,625	3,30	2,360	4,291	7,711
20	120	0,188	0,733	0,799	0,526	0,625	1,95	2,188	6,732	0,979

Из Рисунка 9, а видно, что давление в подпоршневом объеме изменяется плавно, практически линейно до самого конца хода контактов. Это происходит в силу неучета турбулентных потоков элегаза, а также воздействия дуги отключения на этот поток. На Рисунке 9, б график массового секундного расхода привязан к поперечному сечению областей, которые элегаз проходит на пути к МКП. Увеличение массового секундного расхода по ходу контактов обуславливается постепенным увеличением суммарной площади поперечного сечения движения элегаза при гашении из подпоршневой области.

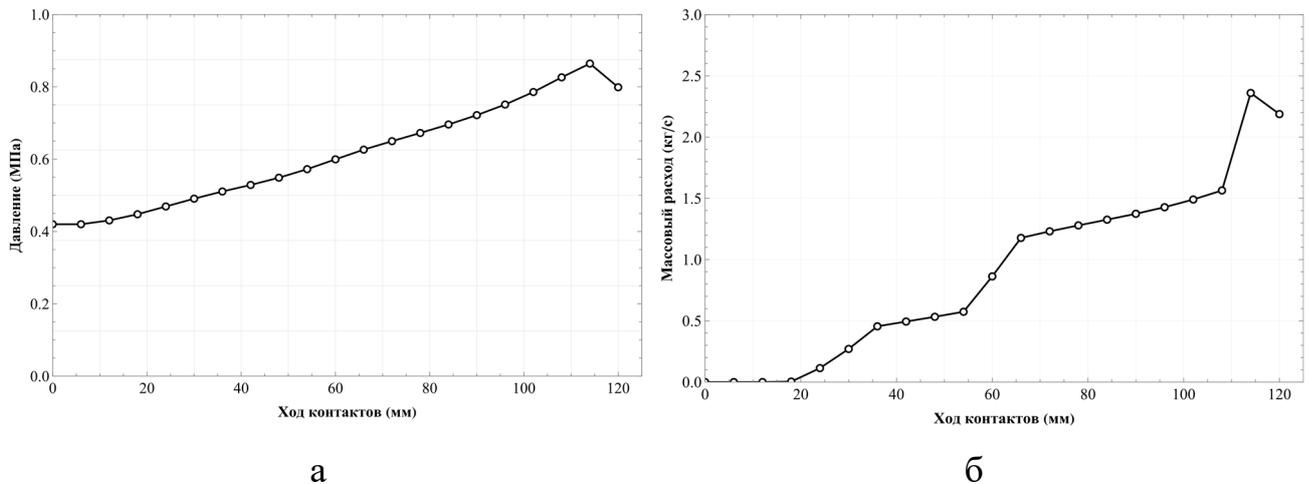


Рисунок 9 – Изменение основных параметров по мере расхождения контактов: а – Давление в подпоршневой области в зависимости от хода контактов; б – Массово-секундный расход элегаза в зависимости от хода контактов

2.3. Численный расчет коммутации элегазового выключателя

Система уравнений Навье-Стокса математически выражает сохранение импульса и массы для ньютоновских жидкостей. Они сопровождаются уравнением состояния, связывающим давление, температуру и плотность. Эти параметры возникают в результате применения второго закона Ньютона к движению газа вместе с предположением, что механическое напряжение пропорционально градиенту скорости и давлению — следовательно, уравнения описывают вязкое течение. Уравнения Навье-Стокса учитывают вязкость, тогда как уравнения Эйлера моделируют только невязкое течение [234].

Важным критерием при расчете является число Рейнольдса. Число Рейнольдса (Re) — безразмерная величина, характеризующая отношение инерционных сил к силам вязкого трения в вязких жидкостях и газах [235].

При превышении числа Рейнольдса выше некоторого критического значения аналитическое точное решение для пространственного или плоского потока имеет хаотический вид (возникает так называемая турбулентность). Для уравнений Навье-Стокса характерна исключительная чувствительность к изменению коэффициентов уравнения при турбулентном режиме: при изменении числа Re на 0,05 % решения совершенно отличаются друг от друга [3, 235].

В зависимости от геометрии канала спутного потока элегаза, обдувающего дугу и давления элегаза в ДК, числа Рейнольдса варьируются в пределах $(0,4 - 10) \cdot 10^6$ [3, 117].

В настоящий момент создано большое количество разнообразных моделей для расчета турбулентных течений. Они отличаются друг от друга сложностью решения и точностью описания течения. Основная идея моделей сводится к предположению о существовании средней скорости потока и среднего отклонения от него. После упрощения уравнений Навье-Стокса, в них помимо неизвестных средних скоростей появляются произведения средних отклонений. Различные модели описывают их по-разному. Перечисленные ниже модели применяются в различных инженерных расчетах в зависимости от необходимой точности. Практически все они реализованы в современных ПК, реализующих расчеты гидродинамических течений.

Основные из этих моделей в порядке возрастания сложности [232, 235]:

- модель Буссинеска: уравнения Навье-Стокса преобразуются к виду, в котором добавлено влияние турбулентной вязкости;
- модель Спаларта-Альмараса: в данной модели решается одно дополнительное уравнение переноса коэффициента турбулентной вязкости;
- модель $k - \varepsilon$: уравнения движения преобразуются к виду, в котором добавлено влияние флуктуации средней скорости (в виде турбулентной кинетической энергии) и процесса уменьшения этой флуктуации за счет вязкости

(диссипации); в данной модели решаются два дополнительных уравнения для транспорта кинетической энергии турбулентности и транспорта диссипации турбулентности; это наиболее часто используемая модель при решении реальных инженерных задач;

- модель $k - \omega$: похожа на предыдущую, вместо уравнения диссипации решается уравнение для скорости диссипации турбулентной энергии;
- модель напряжений Рейнольдса: в рамках осредненных по Рейнольдсу уравнений решаются семь дополнительных уравнений для транспорта напряжений Рейнольдса;
- прямое численное моделирование (английская аббревиатура Direct Numerical Simulation – DNS): дополнительных уравнений нет; решаются нестационарные уравнения Навье-Стокса с очень мелким шагом по времени, на мелкой пространственной сетке. Из-за большого объема информации, полученной при численном моделировании, ценность представляют средние значения потока, полученные при решении задачи с которыми могут сравниваться другие модели;
- метод крупных вихрей: занимает промежуточное положение между моделями, использующими осредненные уравнения Рейнольдса и DNS; решается для больших образований в жидкости; влияние вихрей меньше, чем размеры ячейки расчетной сетки, заменяется эмпирическими моделями.

Если течение нестационарное, то система уравнений для вязкой и сжимаемой жидкости записывается в виде [235]:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + \rho \mathbf{u} \cdot \nabla \mathbf{u} = -\nabla p + \nabla \cdot \left(\mu (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) - \frac{2}{3} \mu (\nabla \cdot \mathbf{u}) \mathbf{I} \right) + \mathbf{F}, \\ \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0, \end{cases} \quad (21)$$

где ρ – плотность; \mathbf{u} – скорость потока м/с; t – время, с; p – давление, Па; \mathbf{F} – вектор объемной силы, Н/м³; \mathbf{I} – Интенсивность турбулентности; μ – коэффициент динамическое вязкости.

2.3.1. Модель турбулентности $k - \varepsilon$

Турбулентная кинематическая вязкость μ_T для модели $k - \varepsilon$ определяется как [235]:

$$\mu_T = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}, \quad (22)$$

где ε – скорость турбулентного рассеивания (диссипация), $\text{м}^2/\text{с}^3$; C_μ – коэффициент турбулентной модели $k - \varepsilon$; k – турбулентная кинетическая энергия, $\text{м}^2/\text{с}^2$.

Результирующие уравнения для модели $k - \varepsilon$ выглядят следующим образом [236]:

уравнение переноса для турбулентной кинетической энергии k :

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho(\mathbf{u} \cdot \nabla)k = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon. \quad (23)$$

уравнение переноса для диссипации ε :

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho(\mathbf{u} \cdot \nabla)\varepsilon = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k}, \quad (24)$$

где ε – параметр модели, константа, $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$ – константы интегрирования, значения которых приведены в Таблице 4.

Таблица 4 – Параметры численной расчетной модели

Описание параметра	Параметр	
	Обозначение	Значение
Давление среды внутри аппарата	p	0,42 МПа
Начальная скорость потока	u	0 м/с
Температура окружающей среды	T	313 К
Постоянная фон Кармана	k_v	0,41
Параметры турбулентной модели $k - \varepsilon$		
Постоянная модели	$C_{\varepsilon 1}$	1,44
Постоянная модели	$C_{\varepsilon 2}$	1,92
Постоянная модели	C_μ	0,09
Параметр $k - \varepsilon$ модели (турбулентная кинетическая энергия)	σ_k	1
Параметр $k - \omega$ модели (скорость турбулентного рассеивания)	σ_ε	1,3
Параметры турбулентной модели $k - \omega$		
Постоянная модели	α	0,12
Постоянная модели	β_0	0,072

Продолжение Таблицы 4

Описание параметра	Параметр	
	Обозначение	Значение
Постоянная модели	β_0^*	0,09
Параметр $k - \omega$ модели (турбулентная кинетическая энергия)	σ_k^*	0,5
Параметр $k - \omega$ модели (скорость турбулентного рассеивания)	σ_ω	0,5

Составляющая скорости деформации P_k выражается как:

$$P_k = \mu_T \left[\nabla \mathbf{u} : (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \mathbf{u})^2 \right] - \frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot \mathbf{u}, \quad (25)$$

где оператор «:» означает свертку тензоров.

2.3.2. Модель турбулентности $k - \omega$

Турбулентная кинематическая вязкость μ_T для модели $k - \omega$ определяется как [235]:

$$\mu_T = \rho \frac{k}{\omega}, \quad (26)$$

где ω – относительная скорость турбулентного рассеивания (диссипация), Гц.

Результирующие выражения $k - \omega$ модели имеют следующий вид [236]: уравнение переноса для турбулентной кинетической энергии k :

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) k = \nabla \cdot [(\mu + \sigma_k^* \mu_T) \nabla k] + P_k - \rho \beta^* k \omega. \quad (27)$$

уравнение переноса для удельной скорости диссипации ω :

$$\rho \frac{\partial \omega}{\partial t} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \omega = \nabla \cdot [(\mu + \sigma_\omega \mu_T) \nabla \omega] + \alpha \frac{\omega}{k} P_k - \rho \beta \omega^2, \quad (28)$$

где $\alpha; \beta = \beta_0 f_\beta; \beta^* = \beta_0^* f_\beta; \sigma_\omega; \sigma_k^*; \beta_0; f_\beta = \frac{1+70\chi_\omega}{1+80\chi_\omega}$; и $\chi_\omega = \left| \frac{\Omega_{ij} \Omega_{jk} S_{ki}}{(\beta_0^* \omega)^3} \right|$ – это параметры модели, представленные в Таблице 4; Ω_{ij} – тензор средней скорости вращения; S_{ij} – тензор средней скорости деформации:

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right), \quad (29)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right). \quad (30)$$

Кроме того, для модели $k - \omega$ были сформированы пристеночные

граничные условия [236].

2.3.3. Расчетная модель объекта исследования

Для реализации численного моделирования с учетом турбулентных течений газа были выбраны модели турбулентности $k - \varepsilon$ и $k - \omega$.

Различия моделей заключается во втором параметре: диссипация турбулентности ε у модели $k - \varepsilon$, диссипация на единицу турбулентной энергии $\omega = \varepsilon / k$ у модели $k - \omega$. Параметр ω имеет размерность частоты и его можно трактовать и как величину, обратную времени жизни крупных вихрей [235]. Физически данные модели турбулентности выбраны вследствие принятия допущения о малых числах Маха. Однако, реальный физический процесс дугтя в ДУ выключателя сопровождается сверхзвуковыми течениями в максимальную фазу дугогашения [3].

В качестве расчетной модели для численного расчета использована упрощенная ДК элегазового бакового выключателя максимально приближенная к реальным размерам. Составные элементы камеры, не участвующие в расчетах ГД удалены (Рисунок 10).

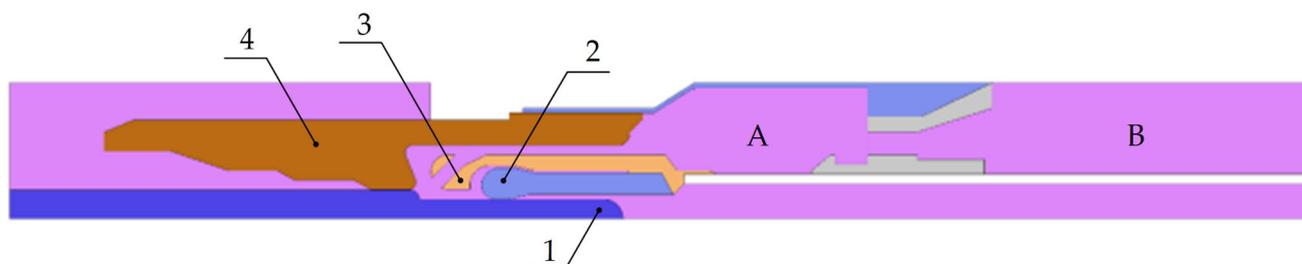


Рисунок 10 – Расчетная осесимметричная модель ДУ:

1 – неподвижный дугогасительный контакт; 2 – подвижный дугогасительный контакт; 3 – малое сопло; 4 – большое сопло;

А – надпоршневой объем; В – подпоршневой объем

Необходимые постоянные и параметры для численного расчета приведены в Таблице 5.

Сетка расчетной области численной модели (основные узлы) представлена на Рисунке 11. Как видно из Рисунка 11, использована треугольная сетка (метод триангуляции).

Параметры расчетной сетки приведены в Таблице 5. Расчет производился методом конечных элементов в сочетании с уравнениями Эйлера (для реализации подвижной сетки метод ALE).

Таблица 5 – Параметры расчетной сетки

Количество элементов	Количество вершин	Количество граничных элементов	Минимальная точность сетки	Средняя точка сетки
322 692	90	8 324	0,1030	0,8653

На Рисунке 11, а приведена сетка наиболее важной расчетной области – область малого сопла, требующая большей точности, что чрезвычайно сложно достичь применяя ALE-подход. Высокая точность необходима, т. к. между дугогасительным неподвижным контактом и большим соплом существует полость, т. е. расчетная модель при движении контактной системы не разделяется на этапы расчетов. На Рисунке 11, б приведена расчетная сетка в области большого сопла также обладающая высокой точностью согласно Таблице 5.

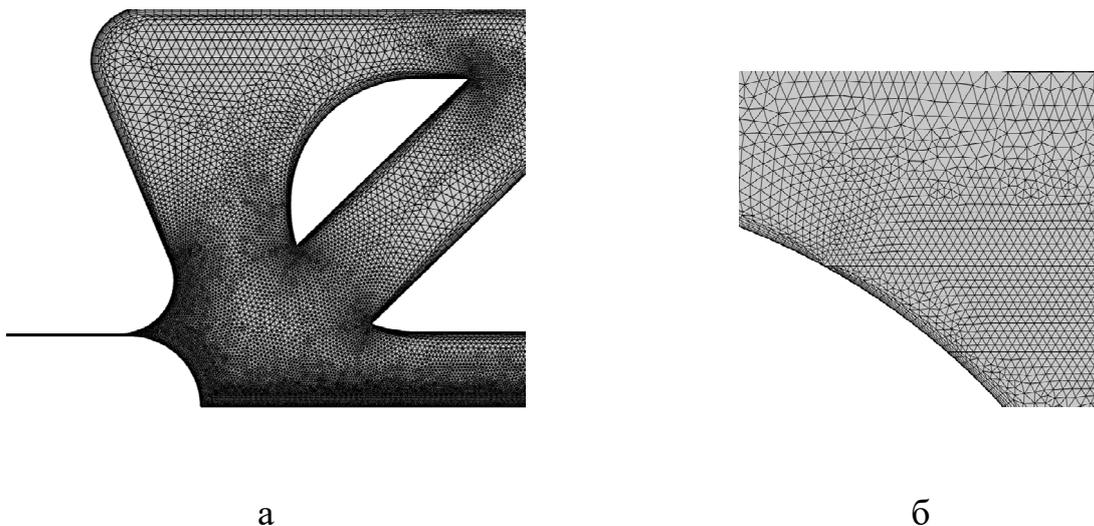


Рисунок 11 – Сетка расчетной модели: а – в области малого сопла; б – в области большого сопла

Параметры расчетной сетки приведены в Таблице 5. Расчет производился методом конечных элементов в сочетании с уравнениями Эйлера (для реализации подвижной сетки – метод ALE).

В Таблице 6 приведены параметры решателя задачи газодинамики в ПК Comsol Multiphysics 6.0.

Таблица 6 – Параметры расчетной сетки и решателя (в Comsol Multiphysics 6.0)

Качество сетки для запуска автоматической перестройки сетки	Время шага	Параметр остановки расчета	Максимальное количество итераций	Допустимое отклонение
0,004	Стандартно	Допустимое отклонение	20	1

Особенностью диссертационного исследования является моделирование ГД процессов с учетом движения подвижных частей ДУ элегазового выключателя. Для обеспечения движения поршня и блока подвижного контакта используется расчетный модуль *Moving Mesh* в Comsol Multiphysics 6.0.

В качестве граничных условий для модели $k - \varepsilon$ (учет дуговых эффектов, описанный в Главе 3 реализован только на данной модели в силу ее бóльшей стабильности в расчетах [174–175]) использовался учет вязких эффектов на стенке скольжения и, следовательно, наличие пограничного слоя. Отсутствие проскальзывания является граничным условием по умолчанию для моделирования сплошных стен. Нескользящая стенка – это стенка, в которой скорость жидкости относительно скорости стенки равна нулю. Для неподвижной стенки это означает, что $\mathbf{u} = 0$. С учетом того, что задача реализована с подвижными границами расчетной области (модуль *Moving Wall* в Comsol Multiphysics 6.0) математическое ограничение можно сформулировать так:

$$\mathbf{u}_{rel} \cdot \mathbf{n} = 0, \quad (31)$$

$$\mathbf{u}_{rel} = \mathbf{u} - \mathbf{u}_{tr}, \quad (32)$$

$$\mathbf{K} - (\mathbf{K} \cdot \mathbf{n})\mathbf{n} = 0, \quad (33)$$

$$\mathbf{K} = \mu(\nabla\mathbf{u}_{rel} + (\nabla\mathbf{u}_{rel})^T)\mathbf{n}, \quad (34)$$

где \mathbf{n} – граница нормали, направленная за пределы расчетной области; \mathbf{u}_{rel} – относительная скорость; \mathbf{u}_{tr} – поступательная скорость.

Для турбулентного потока переменные турбулентности k и ε подчиняются однородным граничным условиям Неймана:

$$\nabla k \cdot \mathbf{n} = 0, \quad (35)$$

$$\nabla \varepsilon \cdot \mathbf{n} = 0. \quad (36)$$

В ходе расчета из-за движения границ объекта сетка расчетной области сильно деформируется, что уменьшает ее качество и приводит к появлению разрывов, несходимости уравнений и т.д. С целью устранения возможных ошибок было принято решение использовать модуль *Automatic Remeshing* в Comsol Multiphysics 6.0, который перестраивает расчетную сетку при достижении ее критически низкого качества.

2.3.4. Результаты численных расчетов без учета взаимодействия с дугой отключения

В Таблице 7 представлены результаты расчета двух моделей в числовом виде, а именно: давление в подпоршневом объеме p_i ; средняя скорость газа в большом сопле u ; массовый расход G_i . Для удобства все результаты приведены к моментам хода, которые рассматриваются в аналитическом расчете.

Таблица 7 – ГД параметры после расчета

l , мм	t , мс	$p_{k-\varepsilon}$, МПа	$p_{k-\omega}$, МПа	$u_{k-\varepsilon}$, м/с	$u_{k-\omega}$, м/с	$G_{k-\varepsilon}$, кг/с	$G_{k-\omega}$, кг/с
0	0	0,420	0,420	0	0	0	0
6	5,70	0,441	0,441	0	0	0	0
12	8,50	0,462	0,462	0	0	0	0
18	10,80	0,484	0,484	6,0	6,0	0	0
24	12,95	0,507	0,507	31,0	30,0	0,367	0,360
30	15,00	0,523	0,523	59,0	55,5	0,699	0,656
36	16,50	0,533	0,533	83,0	74,5	0,855	0,787
42	17,95	0,552	0,554	105,0	89,5	0,973	0,902
48	19,13	0,572	0,575	121,0	103,0	1,005	0,936
54	20,20	0,590	0,596	121,0	105,0	1,143	1,092
60	21,30	0,607	0,613	123,0	106,0	1,380	1,301
66	22,35	0,626	0,631	105,0	103,0	1,550	1,442
72	23,42	0,644	0,665	119,0	124,0	1,595	1,520
78	24,53	0,659	0,666	126,0	111,0	1,693	1,650
84	25,70	0,673	0,681	119,0	118,0	1,888	1,838
90	27,00	0,682	0,690	145,0	129,0	2,083	2,007
96	28,55	0,676	0,687	98,0	105,0	2,196	2,105
102	30,93	0,645	0,658	105,0	105,0	2,303	2,327
108	33,90	0,590	0,600	83,0	95,0	2,391	2,486
114	37,46	0,511	0,514	65,0	75,0	2,036	2,151
120	45,00	0,383	0,378	20,0	21,0	0,727	0,710

Результаты расчетов также представлены в виде полей профилей скоростей (Рисунок 12) и давлений (Рисунок 13) по мере движения контактной системы ДУ при отключении ТКЗ — модель турбулентности $k - \varepsilon$. На поле профиля в цвете показан газ и соответствующее изменение зависимых переменных (скорость газа, давление, температура – в случае учета дуговых процессов), а белым цветом показаны твердые элементы ДУ, участвующие в движении (сопла, контакты, предпоршневые области).

На Рисунке 12 видно, что в некоторые моменты скорость газа внутри полости подвижного контакта превышает скорость газа в сопле. Но даже в этом случае основной объем газа вытекает через большое сопло, так как площадь сечения сопла больше площади сечения внутри подвижного контакта.

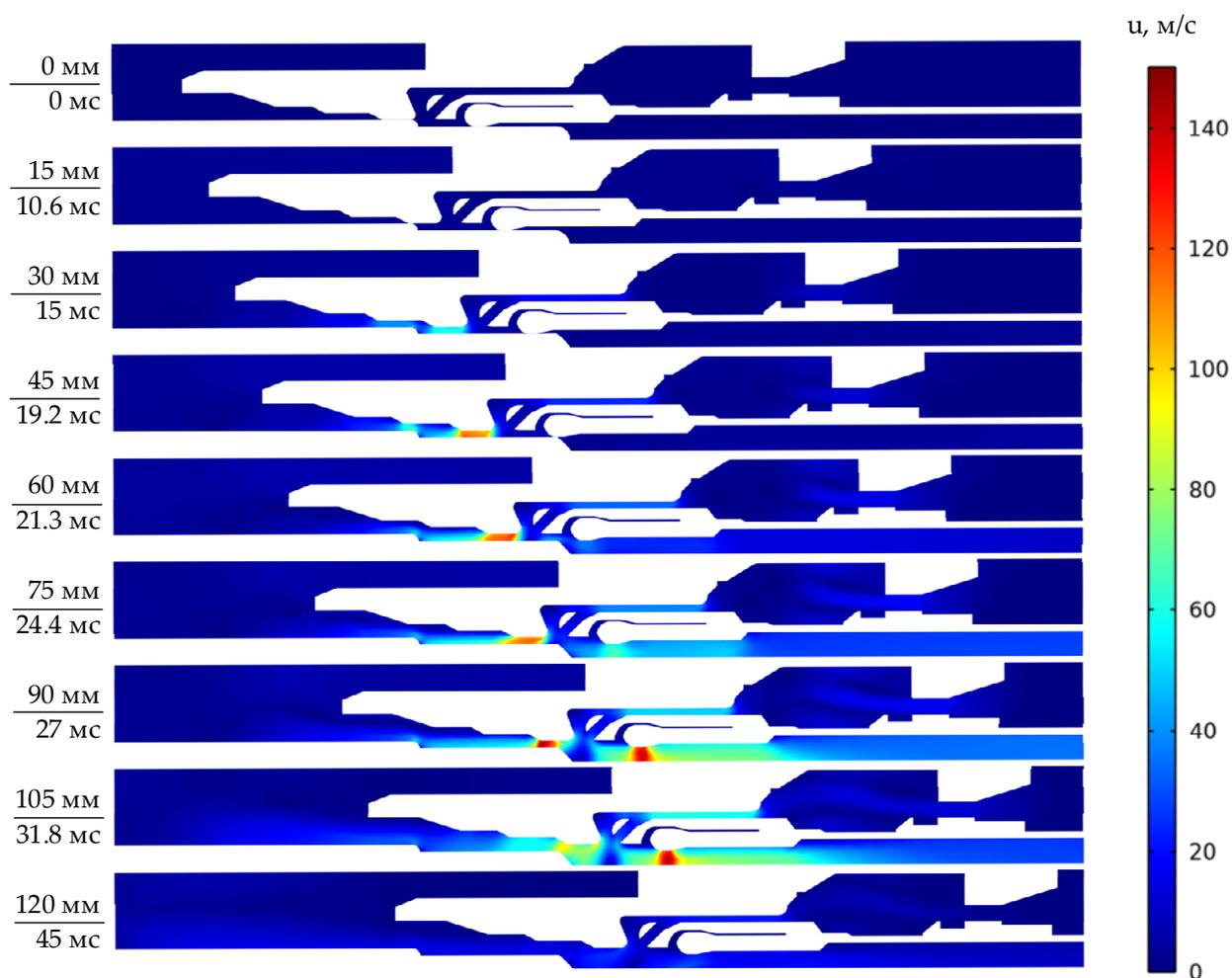


Рисунок 12 – Поле скоростей газа (значения слева – ход и время расхождения контактов)

На Рисунке 13 можно заметить увеличение давления в подпоршневой и надпоршневой областях (**допущение:** считается, что клапан между ними отсутствует). При действительном отключении ТКЗ клапан между областями начал бы закрываться и гашение дуги, в основном, осуществлялось бы дутьем с надпоршневой области. Также, на Рисунке 12 видно, что в основном давление в МКП нагнетается после открытия большого сопла (ход контактов 90 мм).

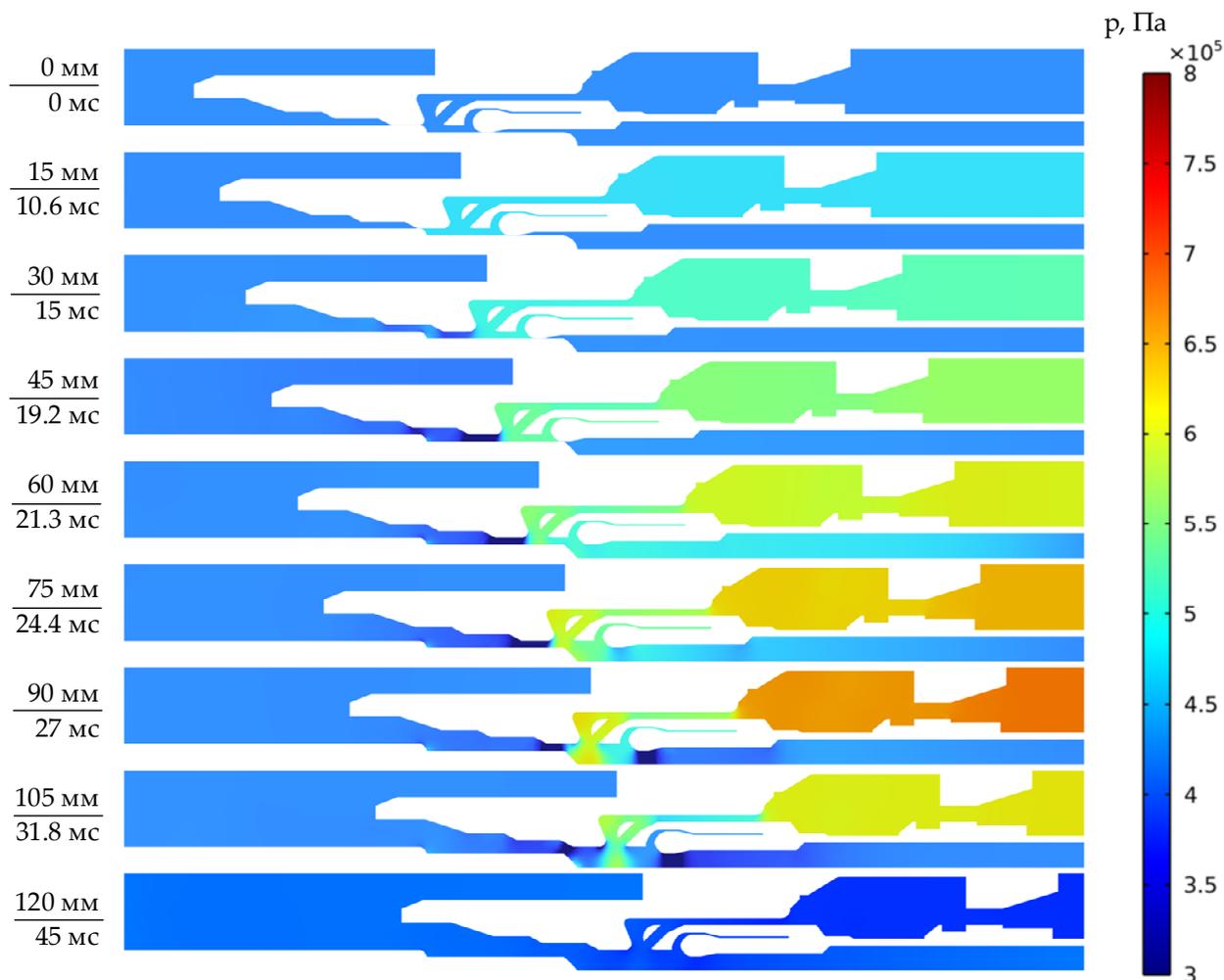


Рисунок 13 – Поле давления газа (значения слева – ход и время расхождения контактов)

На Рисунке 14 представлены графики изменения давления в подпоршневой области для турбулентных моделей $k - \varepsilon$ и $k - \omega$. По графикам видно, что пик давления приходится на момент торможения хода $t = 27$ мс. Снижения давления можно объяснить тем, что скорость сжатия газа замедляется, в то время как его

массовый расход продолжает увеличиваться, так как в это время основной поток элегаза выходит под большим сечением через диффузор.

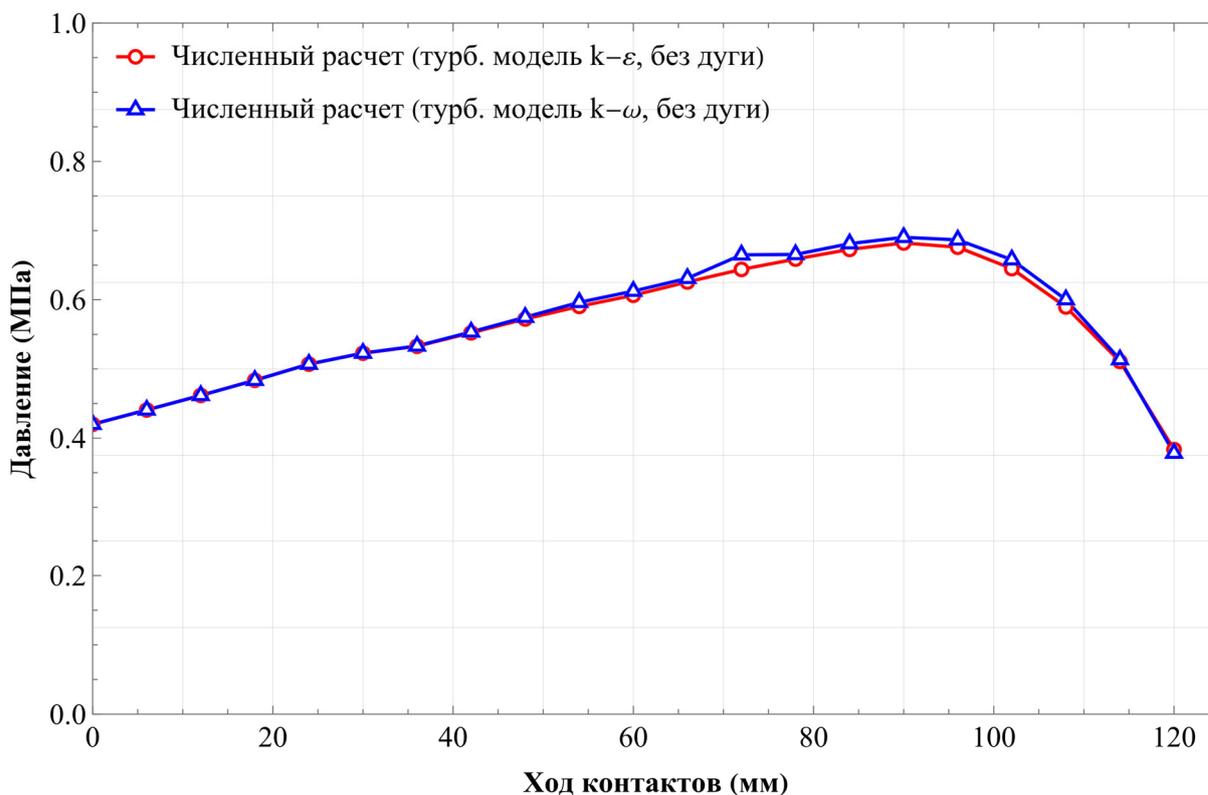


Рисунок 14 – График изменения давления элегаза в подпоршневом объеме, полученный с помощью численного расчета (модели турбулентности $k - \varepsilon$ и $k - \omega$)

На Рисунке 15 представлены графики изменения давления в подпоршневой области, полученные с помощью аналитического и численного расчетов (для турбулентных моделей $k - \varepsilon$ и $k - \omega$).

График массового расхода через сечение подпоршневой области, полученные с помощью аналитического и численного расчетов, представлен на Рисунке 16. Видно, что кривая расхода привязана к поперечному сечению областей, которые элегаз проходит на пути к МКП, как и в аналитической модели. Различия обуславливаются менее линейными переходами при увеличении площади поперечного сечения потока элегаза по ходу движения контактной системы вследствие учета турбулентности.

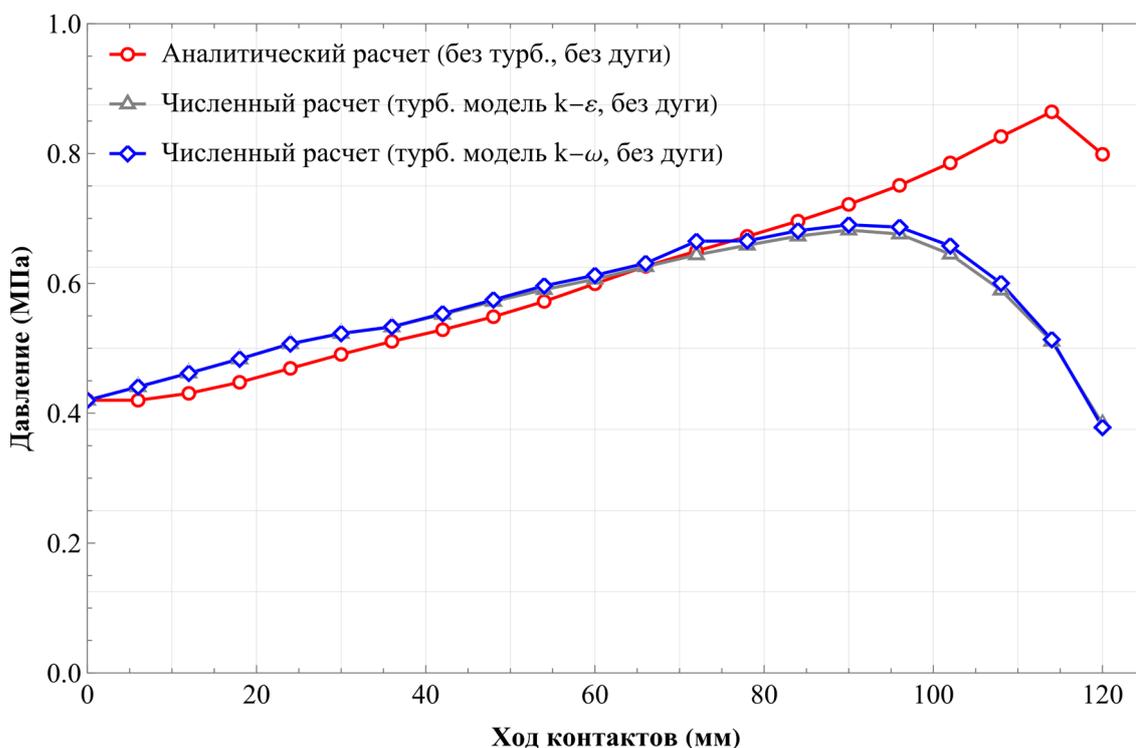


Рисунок 15 – График изменения давления элегаза в подпоршневом объеме, полученный с помощью аналитического и численного расчетов (модели турбулентности $k - \varepsilon$ и $k - \omega$)

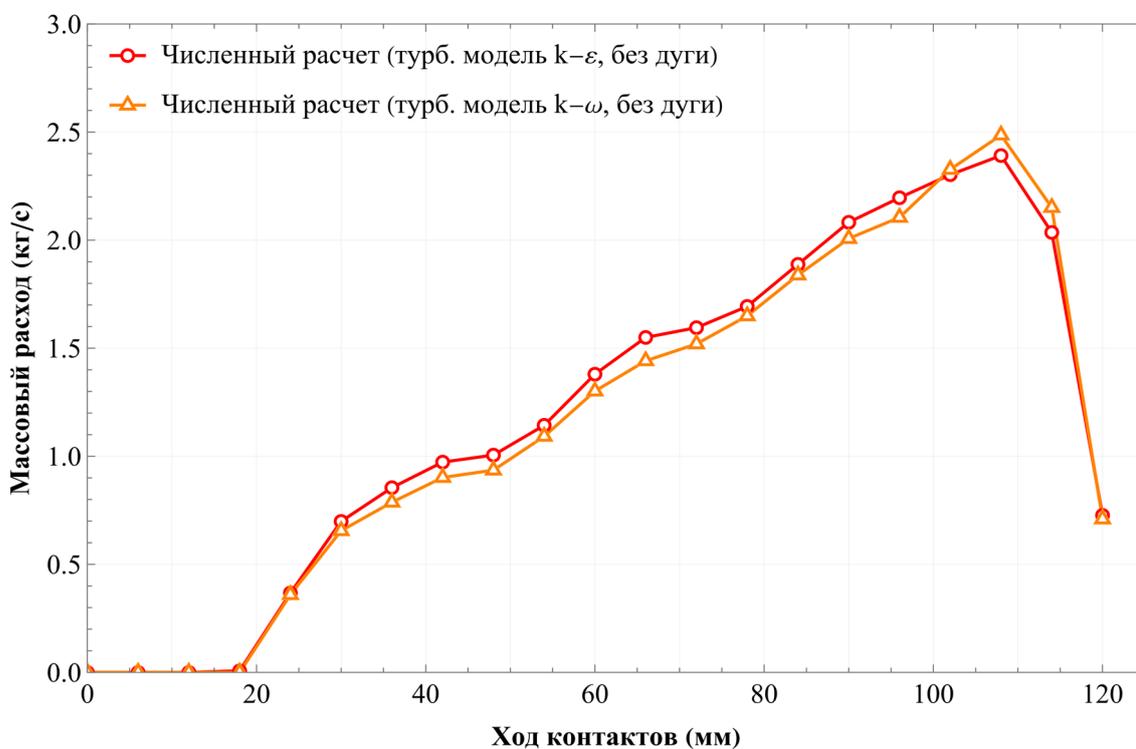


Рисунок 16 – График изменения массового расхода элегаза из сечения подпоршневого объема, полученный с помощью численного расчета (модели турбулентности $k - \varepsilon$ и $k - \omega$)

График массового расхода через сечение подпоршневой области для аналитического и численного расчетов представлен на Рисунке 17.

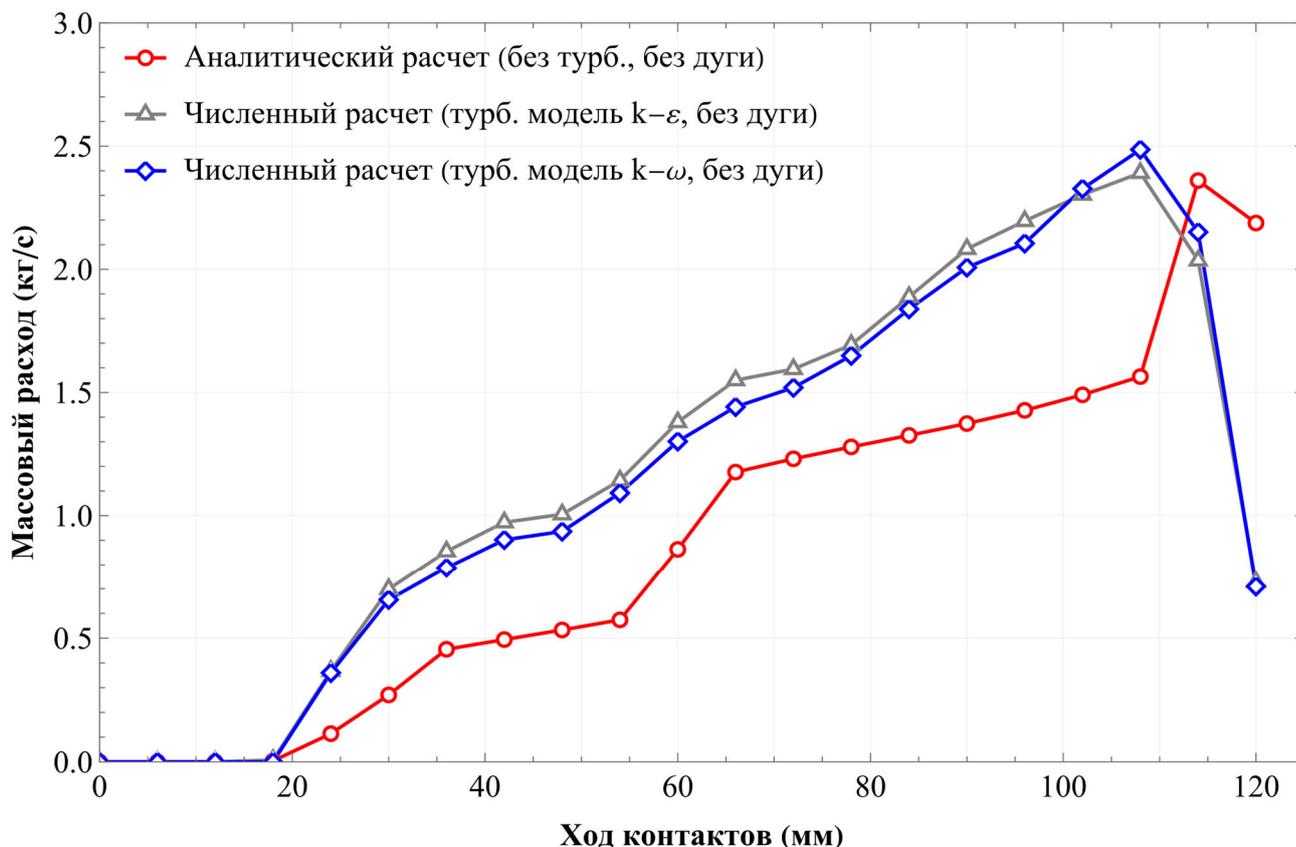


Рисунок 17 – График массового расхода элегаза из сечения подпоршневого объема, полученный с помощью аналитического и численного расчетов (модели турбулентности $k - \varepsilon$ и $k - \omega$)

На Рисунке 18 представлен график изменения скорости истечения элегаза в большом сопле, а именно через его самую узкую часть (зона открытия контактов). До определенного момента времени ($t_{\text{КРИТ}} = 19,13$ мс) скорость газа растет, после можно наблюдать некое постоянство. Следовательно, можно считать, что скорость истечения элегаза через наименьшее сечение большого сопла достигла своего критического значения. Следовательно, время $t_{\text{КРИТ}}$ можно считать критической точкой, и промежуток времени до этой точки является подкритическим режимом истечения газа [188, 190].

На Рисунке 19 приведен график зависимости скорости истечения элегаза через наименьшее сечения большого сопла от времени (нижняя ось) и от хода контактов (верхняя ось) без учета дуги по модели турбулентности $k - \varepsilon$.

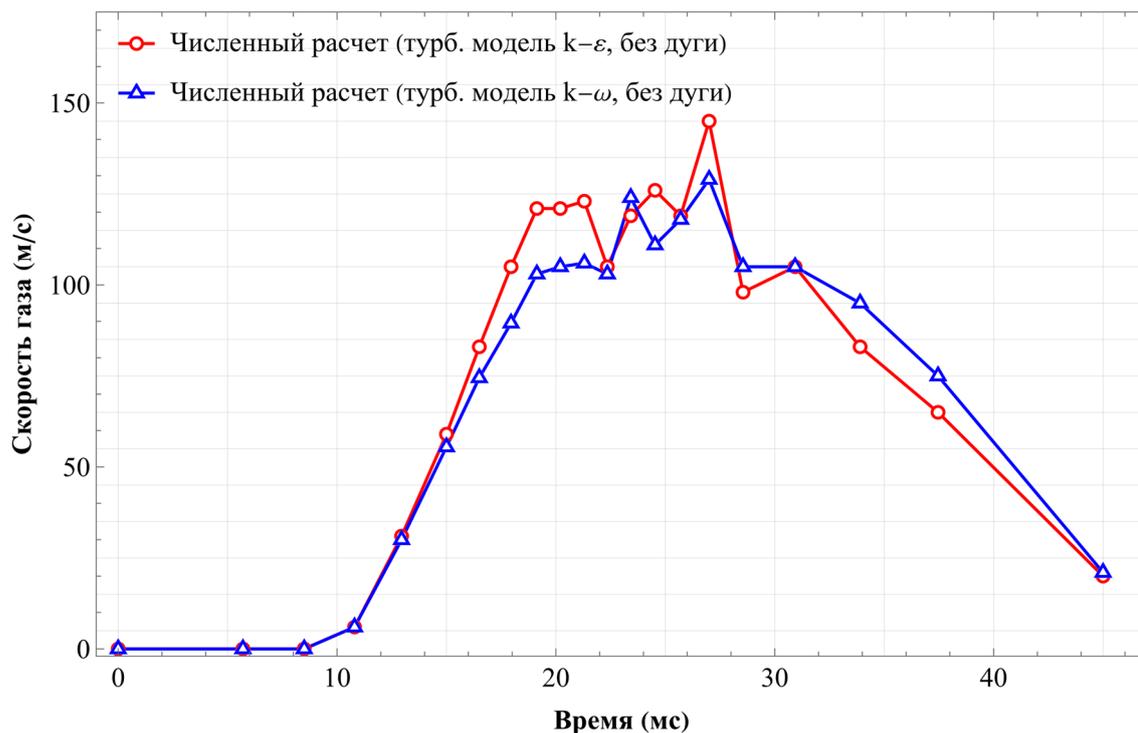


Рисунок 18 – График изменения скорости истечения элегаза через наименьшее сечение большого сопла

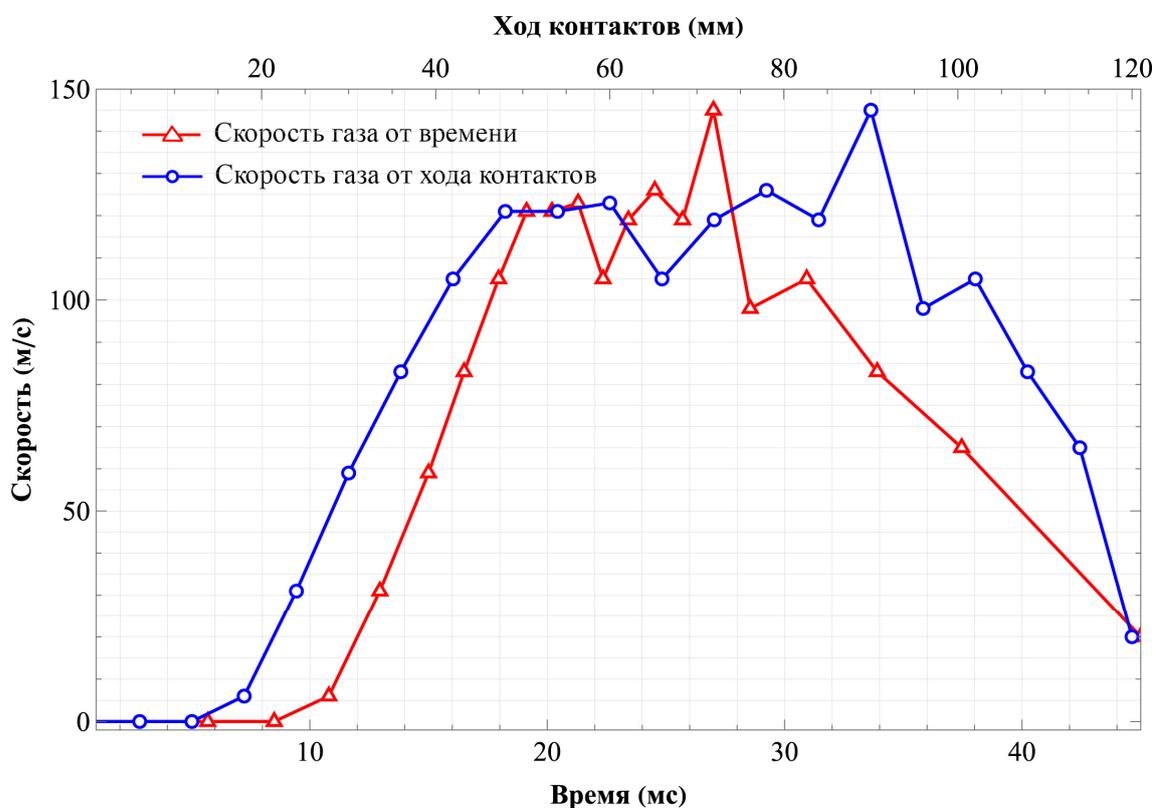


Рисунок 19 – Графики изменения скорости элегаза через наименьшее сечение большого сопла от времени и от хода контактов (численный расчет, турбулентная модель $k-\epsilon$, без учета дуги)

Промежуток после критической точки и до момента торможения является надкритическим режимом истечения газа. Колебания скорости происходят из-за дополнительного истечения газа в область открывшегося сечения внутри подвижного контакта в момент времени $t_{\text{КРИТ}} = 19,13$ мс.

2.4. Выводы по второй главе

В данной главе приведено описание расчетной модели объекта исследования, реализованной аналитически (по методике, представленной в [24–25]), а также с помощью ПК численного моделирования Comsol Multiphysics 6.0 с применением ALE-подхода.

В качестве основных выводов и результатов, описанных в главе 2, можно отметить следующие:

1. Реализована численная модель работы автокомпрессионного ДУ элегазового выключателя 110 кВ в ПК Comsol Multiphysics 6.0 без учета взаимодействия с дугой отключения (режим «холостой ход»). Произведен учет турбулентных течений газа по моделям $k - \varepsilon$ и $k - \omega$. По результатам расчетов для дальнейшего анализа процесса взаимодействия потока элегаза с дугой отключения принята модель $k - \varepsilon$.

2. Произведен аналитический расчет (без учета дуговых процессов) основных ГД параметров без учета взаимодействия с дугой отключения: давление элегаза в подпоршневом объеме p_i ; среднее давление элегаза в подпоршневом объеме $p_{\text{ср}i}$; массовый расход элегаза из сечения подпоршневого объема G_i . Сравнение результатов аналитического и численного расчетов показывает, что учет турбулентности влияет на изменение основных ГД параметров. Это подчеркивает необходимость реализации модели работы автокомпрессионного ДУ элегазового выключателя 110 кВ в численном ПК для учета турбулентности.

3. В диссертационном исследовании впервые реализована расчетная модель процесса отключения элегазового выключателя 110 кВ с применением ALE-подхода (подвижная сетка), в рамках которого происходит учет движения границ расчетной области.

4. Приведены результаты численных расчетов ГД процессов при работе автокомпрессионного ДУ элегазового выключателя 110 кВ с учетом турбулентности по моделям $k - \varepsilon$ и $k - \omega$. Результаты показаны в виде полей давления элегаза в подпоршневом объеме и скоростей истечения элегаза через наименьшее сечение большого сопла по ходу движения системы подвижных контактов элегазового выключателя 110 кВ.

ГЛАВА 3. ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДУГИ С ПОТОКОМ ЭЛЕГАЗА В АВТОКОМПРЕССИОННОМ ДУГОГАСИТЕЛЬНОМ УСТРОЙСТВЕ ЭЛЕГАЗОВОГО ВЫКЛЮЧАТЕЛЯ 110 КВ

Данная глава посвящена описанию разработанной автором диссертации модели дуги отключения в виде адаптивного тепловыделения на основе экспериментального замера температуры ствола дуги, рассмотренного в работе [179].

3.1. Учет взаимодействия с дугой отключения

Для численного анализа течения элегаза в ДУ элегазового выключателя 110 кВ при отключении ТКЗ была выбрана модель турбулентности $k - \varepsilon$. В основном, она используется при моделировании дуги, горящей в сопле [174–175]. Также ее можно эффективно применять при анализе пристеночной турбулентности без дополнительных специальных функций.

При численном расчете с учетом движения контактной системы ДУ сложно реализовать цилиндрическую имитацию дуги, так как ее геометрические размеры должны изменяться во времени. С целью упрощения построения модели было решено не создавать дополнительный замкнутый геометрический элемент, а добавить источник адаптивного тепловыделения внутри области с газом с температурными характеристиками ствола дуги, полученными по результатам эксперимента отключения симметричного ТКЗ 10 кА согласно работе [179].

Для того, чтобы произвести сравнение с экспериментальными данными по отключению более высоких токов (30 кА и 40 кА), была произведена адаптация изменения температуры согласно работе [174]. Длительность прикладывания температуры к подвижной линии задана с предположением о том, что дуга горела два полупериода промышленной частоты (т. е., 20 мс). При этом изменением температуры в окрестности нуля тока было решено пренебречь. Данное допущение является очень грубым, так как проблема пропуска нуля тока является чрезвычайно важной [77–78, 80, 85, 91–93, 103, 185–186]. Исследования, посвященные анализу возникновения теплового и/или электрического пробоев

вследствие пропуска нуля тока дают полную картину дугогашения, однако в данном диссертационном исследовании акцент сделан на моделировании процессов дугогашения до момента погасания дуги, поэтому процессы восстановления электрической прочности не исследовались. В дальнейшем оценка точности модели производится на основании сравнения давлений в подпоршневом объеме по отключению симметричного ТКЗ 25 кА согласно работе [237]. Адаптированный график изменения температуры (в градусах Кельвина – К), полученный по результатам эксперимента отключения симметричного ТКЗ 25 кА, представлен на Рисунке 20.

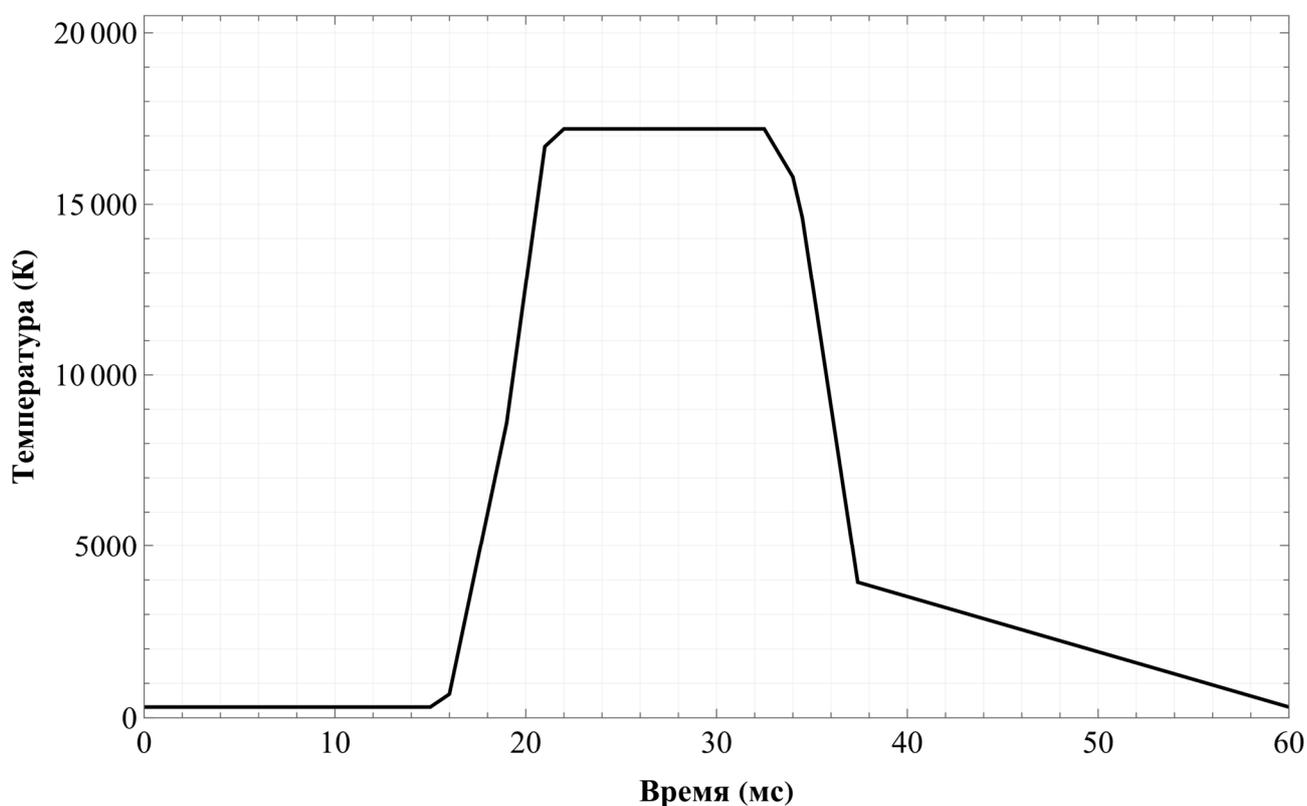


Рисунок 20 – График изменения температуры согласно эксперименту из работы [179], адаптированный под отключение симметричного тока 25 кА согласно исследованию из работы [174]

На Рисунке 21 приведена расчетная модель с учетом адаптивного тепловыделения. На границах линии 5 задается температура ствола дуги согласно работе [179] (отключение тока 10 кА), адаптированная под отключение симметричного тока 25 кА согласно работе [174]. Особенностью модели является тот факт, что линия движется вместе с блоком подвижных контактов до момента

их размыкания (подход ALE). После размыкания контактов верхняя точка линии фиксируется, затем линия удлиняется вслед за подвижным контактом. Таким образом, линия представляет собой «тонкую» стационарную дугу, заданную экспериментально – по замеру температуры ствола дуги. В рамках решения задачи в подвижной сетке можно получить нагрев газа в МКП, так как между линией и газом вокруг будет совершаться теплообмен.

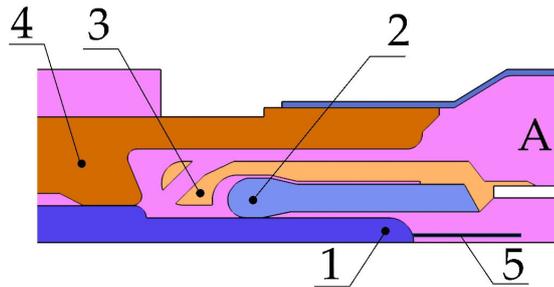


Рисунок 21 – Расчетная осесимметричная модель ДУ с дополнительным источником адаптивного тепловыделения – линией в МКП, движущейся по ходу

контактов выключателя: 1 – неподвижный дугогасительный контакт;

2 – подвижный дугогасительный контакт; 3 – малое сопло; 4 – большое сопло;

5 – дополнительная линия для учета адаптивного тепловыделения;

А – надпоршневой объем

При добавлении источников нагрева в модель к решению вышеописанных уравнений для ГД было добавлено уравнение теплового баланса:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T + \nabla \cdot \mathbf{q} = Q + Q_p + Q_{vd}, \quad (37)$$

где C_p – удельная теплоемкость при постоянном давлении, Дж/(кг·К);

\mathbf{q} – тепловой поток за счет теплопроводности, Вт/м²; Q – источник тепла

отличный от вязкого рассеивания, Вт/м³; Q_p – работа выполняемая изменением

давления, является результатом нагрева при адиабатическом сжатии, а также

некоторых термоакустических эффектов, Вт/м³; Q_{vd} – вязкая диссипация в

жидкости, Вт/м³.

$$Q_p = \alpha_p T \left(\frac{\partial p}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla p \right), \quad (38)$$

где α_p – коэффициент теплового расширения, 1/К:

$$\alpha_p = -\frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p, \quad (39)$$

Для учета турбулентного теплопереноса используется модель турбулентности RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes – по умолчанию в ПК Comsol Multiphysics 6.0). Вязкая диссипация жидкости в этом случае:

$$Q_{vd} = \tau : \nabla \mathbf{u} + Q_{turb}, \quad (40)$$

где τ – тензор вязких напряжений, Па;

$$\mathbf{q} = -(k + k_T) \nabla T, \quad (41)$$

с турбулентной теплопроводностью k_T , определяемой как:

$$k_T = \frac{\mu_T C_p}{Pr_T}, \quad (42)$$

где Pr_T – число Прандтля, описывающее соотношение между вязкими потерями и термическими потерями в системе [236] (для элегаза $Pr_T = 0,775$).

При этом граничные условия 1-го рода Дирихле записываются в виде уравнений (18) и (19) на границе, где нет потока тепла через границу (в общем виде):

$$-\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = 0. \quad (43)$$

Однако с учетом условия *Wall Treatment* в ПК Comsol Multiphysics 6.0, позволяющее смоделировать движение стенок (имеется в виду, что скорость элегаза относительно скорости стенки не равна нулю), граничное условие переписывается в виде:

$$-\mathbf{n} \cdot \mathbf{q} = \mathbf{q}_{wf} = \rho C_p \mathbf{u}_\tau \frac{T_w - T}{T^+}, \quad (44)$$

где \mathbf{q}_{wf} – тепловой поток между жидкостью с температурой T и стенкой с температурой T_w , C_p – теплоемкость жидкости; \mathbf{u}_τ – скорость трения, определяемая обтеканием стенки (уравнения (6) – (9)); T_w – температура стенки (на границах, являющихся «источником температуры»); T^+ – безразмерная температура [236].

Температура на границах, представляющих экспериментальный профиль температуры дуги:

$$T = T_w. \quad (45)$$

3.2. Результаты расчетов с учетом взаимодействия с дугой отключения

Результаты расчетов сведены в Таблицу 8.

Таблица 8 – Результаты расчетов на разработанной модели с учетом теплообмена с дугой отключения

l , мм	t , мс	p , МПа	u , м/с	G , кг/с
0	0	0,4200	0,0	0,000
6	5,70	0,4428	0,0	0,000
12	8,50	0,4657	0,0	0,000
18	10,80	0,4908	6,0	0,000
24	12,95	0,5152	35,7	0,375
30	15,00	0,5303	68,0	0,734
36	16,50	0,5412	94,0	0,946
42	17,95	0,5617	119,0	0,980
48	19,13	0,5796	129,0	0,986
54	20,20	0,6009	130,0	1,079
60	21,30	0,6216	131,0	1,023
66	22,35	0,6432	130,0	0,908
72	23,42	0,6703	132,0	1,006
78	24,53	0,7000	133,0	1,170
84	25,70	0,7219	135,0	1,201
90	27,00	0,7400	141,0	1,153
96	28,55	0,7615	145,0	1,171
102	30,93	0,7641	139,0	1,322
108	33,90	0,7487	140,0	1,335
114	37,46	0,7222	138,0	1,421
120	45,00	0,5803	120,0	1,242

На Рисунке 22 представлены результаты расчетов разработанной в данном диссертационном исследовании модели в виде графика изменения давления элегаза от хода контактов в подпоршневом объеме с учетом теплообмена с дугой отключения.

На Рисунке 23 представлены результаты расчетов на разработанной в данном диссертационном исследовании модели в виде графика изменения массового расхода элегаза из сечения подпоршневого объема от хода контактов с учетом теплообмена с дугой отключения.

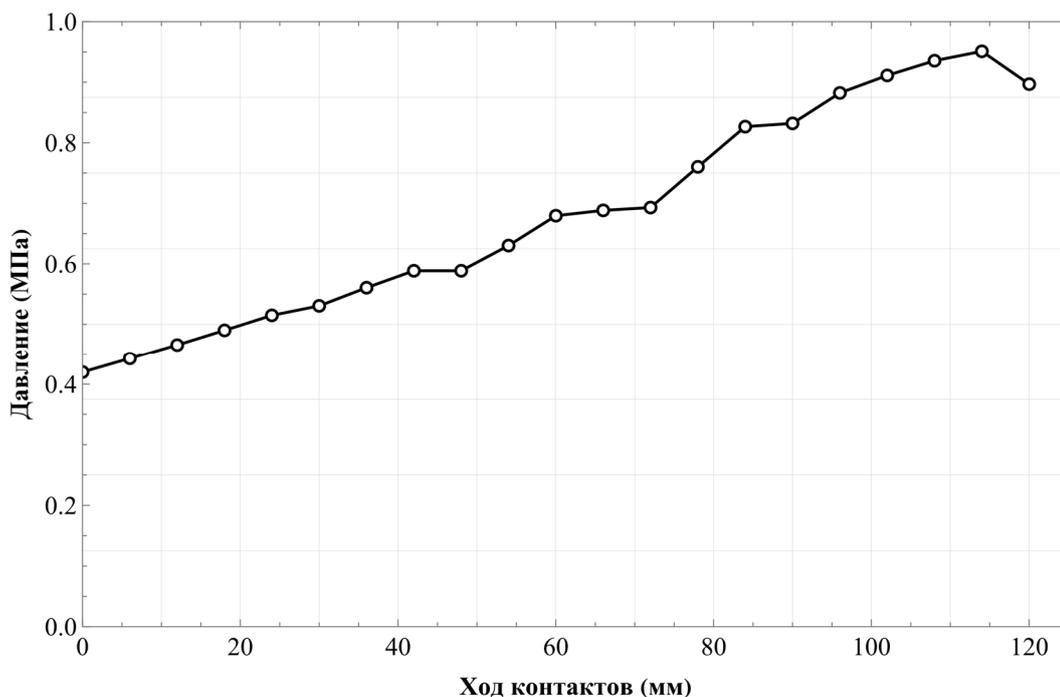


Рисунок 22 – График изменения давления элегаза от хода контактов в подпоршневом объеме с учетом теплообмена с дугой отключения

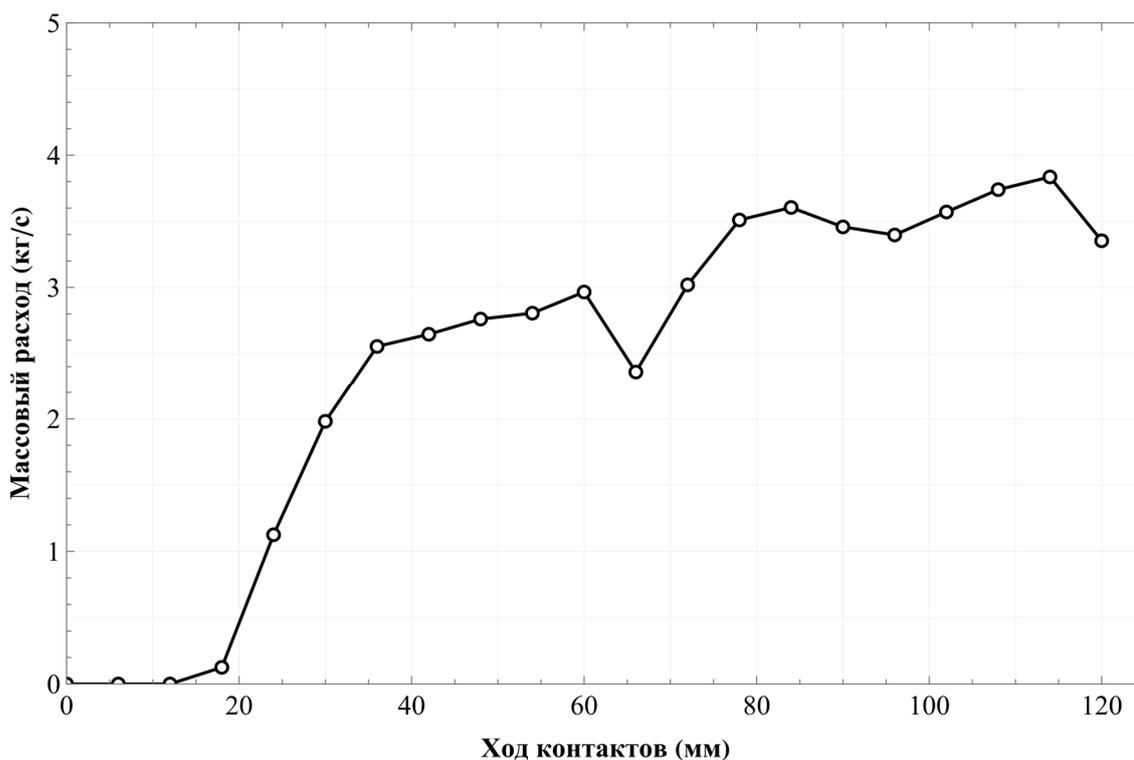


Рисунок 23 – График изменения массового расхода элегаза из сечения подпоршневого объема от хода контактов с учетом теплообмена с дугой отключения

На Рисунке 24 представлено численное поле профилей скоростей, на Рисунке 24 – поле профилей давлений газа при разных положениях подвижной части (модель турбулентности $k - \varepsilon$) с учетом теплообмена с дугой.

Из результатов, приведенных на Рисунке 25, можно заметить, что поток холодного элегаза, движущийся из надпоршневой области значительно нагревается в области МКП, что способствует замедлению скорости потока. Возникает так называемая область стагнации потока, где поток элегаза, проходящий через малое сопло, встречается с потоком, идущим через большое сопло. При этом их направления противоположны друг другу.

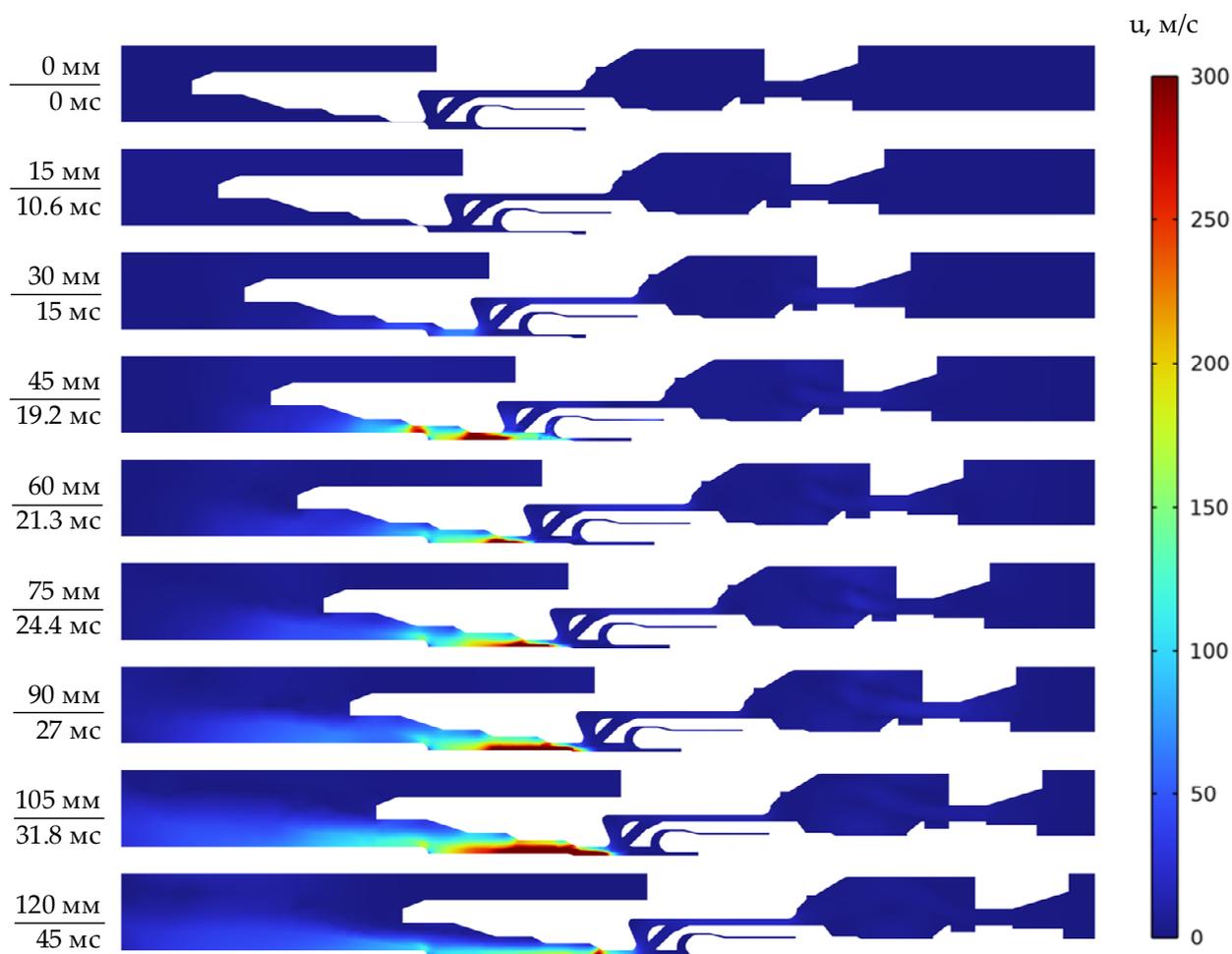


Рисунок 24 – Поле скоростей с учетом дуги – отключение симметричного тока 25 кА (значения слева – ход и время расхождения контактов)

Из Рисунка 25 видно, что из-за учета дуги в виде подвижного стационарного источника температуры давление в МКП изменяется и носит менее убывающий характер в отличие от режима «холостого хода» (без учета дуги).

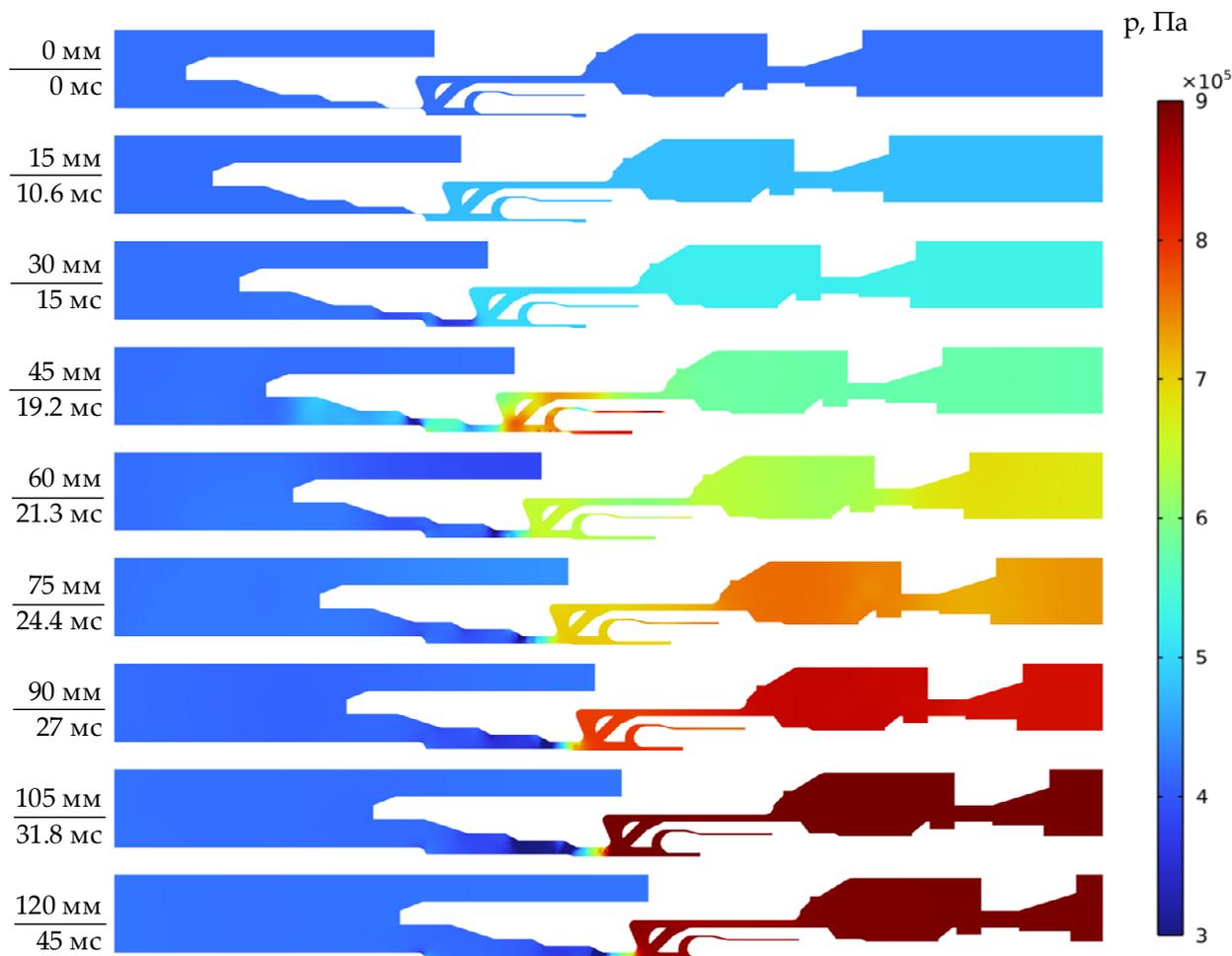


Рисунок 25 – Поле давления газа с учетом дуги – отключение симметричного тока 25 кА (значения слева – ход и время расхождения контактов)

На Рисунке 26 представлена картина изменения температурного профиля в ДУ. В отличие от бездугового режима здесь происходит явное изменение потока элегаза в МКП вследствие возникновения областей стагнации потока. Локальный нагрев области вдоль неподвижного дугогасительного контакта происходит из-за сделанного **допущения** в изменении расчетной модели — была исключена основная часть дугогасительного подвижного контакта. Таким образом считается, что происходит отключение больших токов и основное дутье направлено через большое сопло.



Рисунок 26 – Поле температур газа с учетом дуги – отключение симметричного тока 25 кА (значения слева – ход и время расхождения контактов)

Несмотря на то, что разработанная модель отражает физические процессы взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее поток элегаза в МКП, верхняя фиксированная точка модели дуги в виде линии останавливается намного раньше, чем подвижный контакт, что приводит к высоким температурам газа внутри основного сопла на почти всем пути его движения. Подобная картина показана на Рисунке 25 с представленным полем температур газа с учетом дуги в момент времени 27 мс (ход контактов 90 мм).

На Рисунке 27 показано изменение давления в подпоршневой области с/без учета теплообмена с дугой.

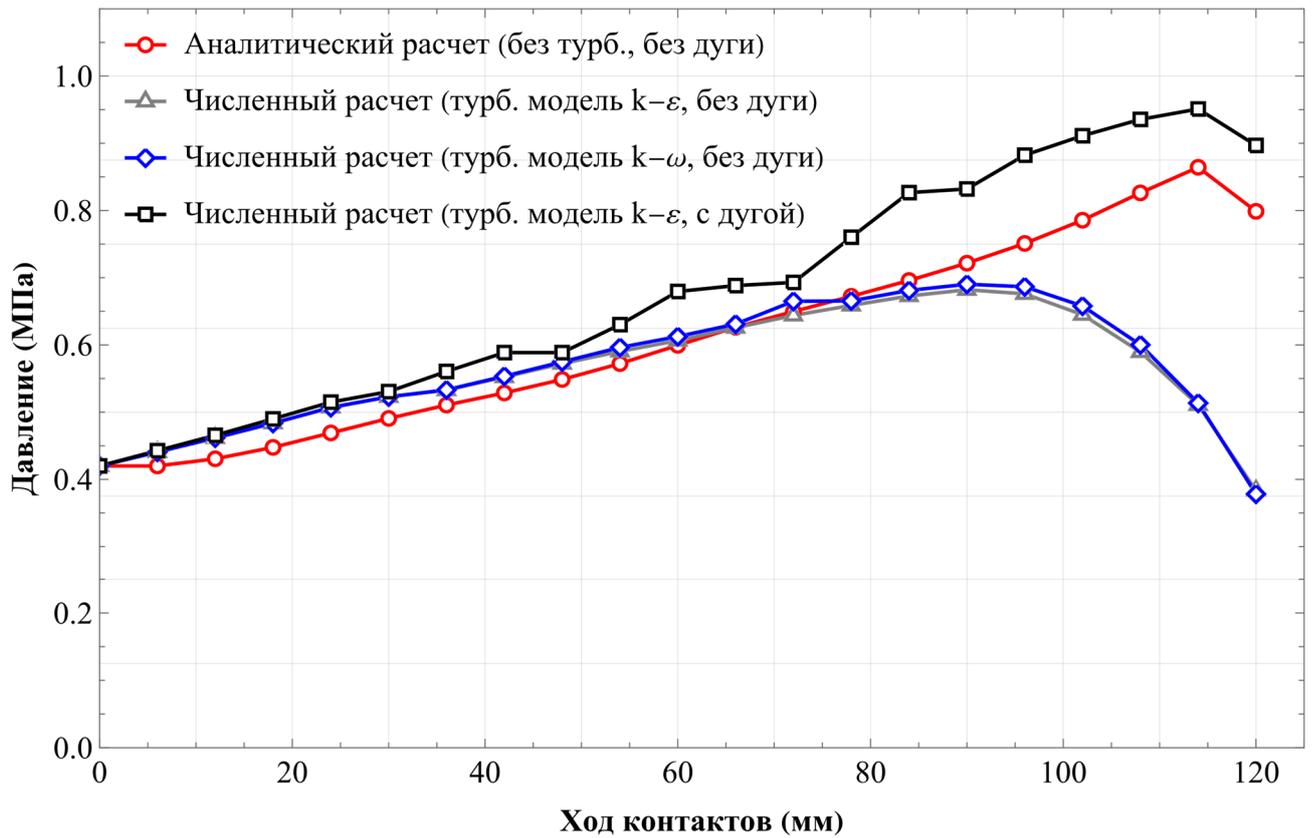


Рисунок 27 – Графики зависимости давления в подпоршневой области от хода контактов

На Рисунке 28 представлена картина изменения температурного профиля в ДУ для момента времени 27 мс (ход контактов 90 мм). Можно заметить, что расчетная модель адаптирована под отключение больших токов (т. к. охлаждающий поток элегаза идёт через большое сопло).

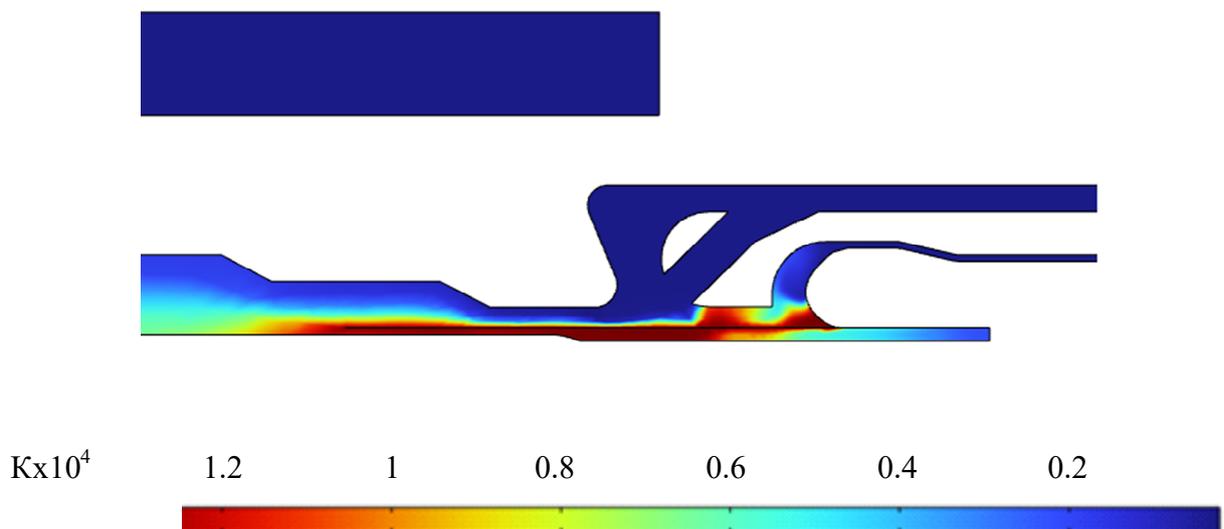


Рисунок 28 – Поле температуры газа в МКП в момент времени 27 мс (ход контактов 90 мм).

На Рисунке 29 показано изменение массового расхода через сечение подпоршневой области, рассчитанное аналитически, а также численно с/без учета теплообмена с дугой.

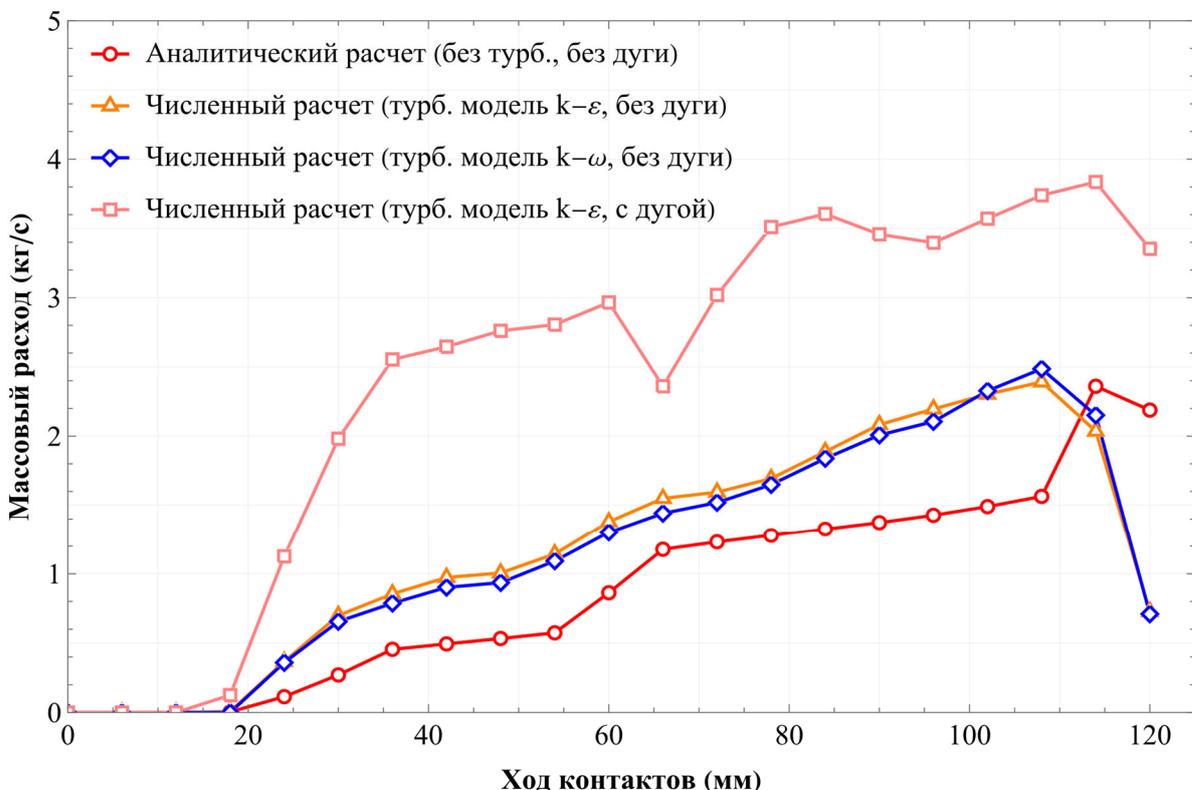


Рисунок 29 – Графики зависимости массового расхода через сечение подпоршневой области от хода контактов

3.3. Экспериментальное сравнение разработанной модели

Для сравнения с экспериментальными данными отключения симметричного тока 25 кА в данной диссертационной работе произведена адаптация изменения температуры створа дуги при токе 10 кА согласно исследованию [174] для времени горения дуги равным 20 мс.

Точность разработанной модели определялась в сравнении с экспериментом по отключению симметричного тока 25 кА автокомпрессионным ДУ 110 кВ из исследования [237] через определение коэффициента детерминации R^2 по изменению давления в подпоршневой области – Рисунок 30.

Из Рисунка 30 видно, что разработанная модель в форме источника температурного нагрева имеет хорошее качество в сравнении с экспериментом [237] ($R^2 = 0,997$).

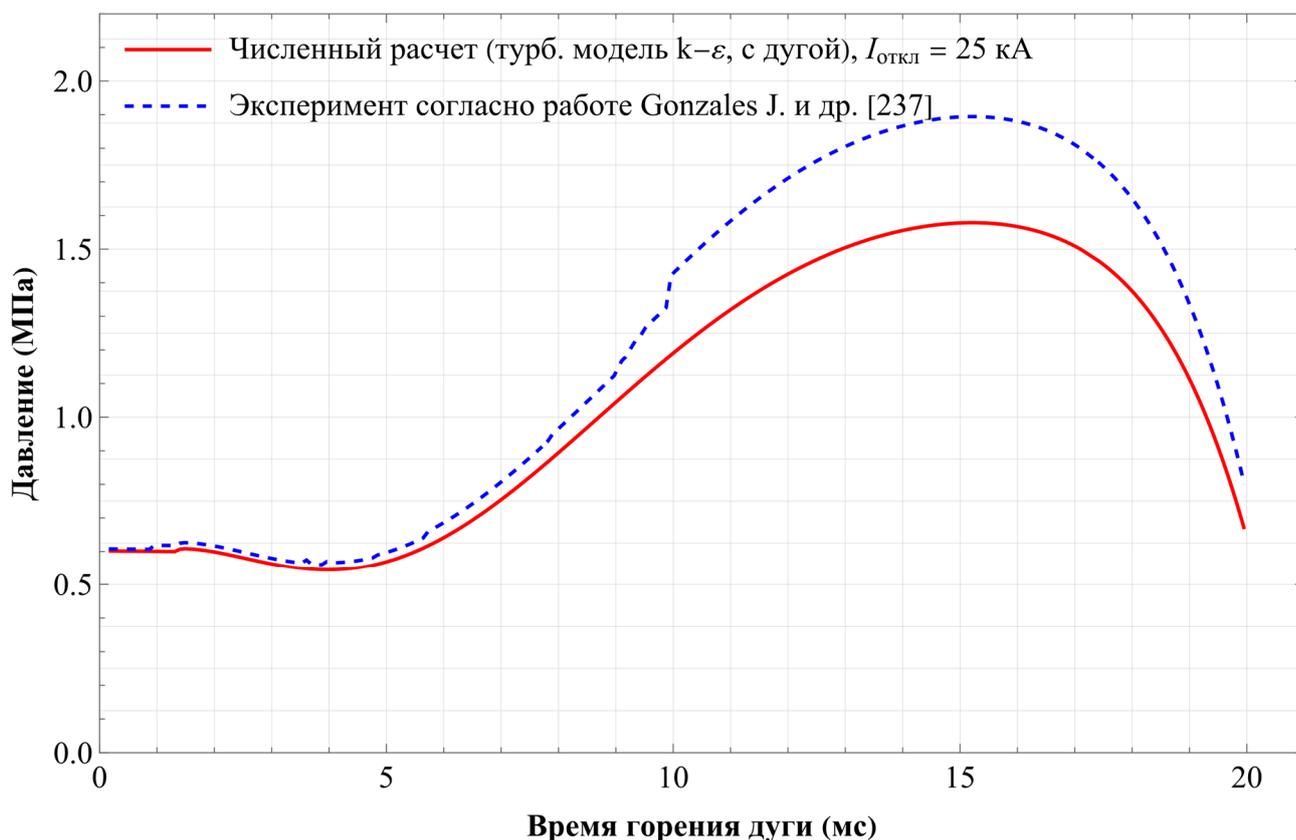


Рисунок 30 – График изменения давления в подпоршневой области в зависимости от времени горения дуги – отключение симметричного ТКЗ 25 кА (два полупериода), сравнение с экспериментом

3.4. Выводы по третьей главе

В качестве основных выводов и результатов по главе 3 можно отметить:

1. Произведен расчет взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в ПК Comsol Multiphysics 6.0 при представлении дуги в форме источника температурного нагрева с учетом турбулентных течений газа согласно модели $k - \varepsilon$.

2. Приведенная расчетная численная модель взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в автокомпрессионном элегазовом выключателе высокого напряжения реализована с учетом движения границ расчетной области (ALE подход). При этом время движения контактной системы взято из реального замера скорости хода контактов при отключении исследуемого выключателя.

3. Произведен сравнительный анализ приведенной расчетной модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения через определение

коэффициента детерминации R^2 по изменению давления в подпоршневой области с экспериментальными данными (исследование [237]) при отключении симметричного тока 25 кА автокомпрессионным ДУ.

4. Показано, что синтез математических моделей дуги отключения при создании расчетной численной модели ее взаимодействия с потоком элегаза с применением ALE-подхода позволяет получить высокую точность ($R^2 = 0,997$) по сравнению с экспериментом. Это может служить отправной точкой для развития математических моделей дуги отключения, учитывающих более детальное протекание физических процессов в ДУ при коммутации элегазовых выключателей, и поиска вычислительного компромисса.

ГЛАВА 4. АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ИССЛЕДОВАНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ДУГОГАШЕНИЯ

Глава посвящена анализу результатов исследований разработанной автором модели процесса дугогашения на примере расчета остаточного эксплуатационного ресурса реального элегазового выключателя автокомпрессионного типа 110 кВ по двум методикам: через среднее (согласно руководству по эксплуатации выключателя ВЭБ-110П-40/2500, раздел «Определение коммутационной стойкости $N(I)$ и коммутационного ресурса выключателей») и через фактическое время горения дуги (на основе расчета абляции сопла согласно исследованиям [111–112]).

4.1. Описание объекта исследования для апробации разработанной модели

В качестве объекта исследования для апробации разработанной математической модели выбран баковый элегазовый выключатель ВЭБ-110. В соответствии с Рисунком 31, на котором показан внешний вид ДУ в закрытом положении далее описывается поэтапный принцип работы выключателя.

Отключение. При подаче команды на отключение срабатывает привод, подвижная контактная система выключателя с главным подвижным контактом 4, подвижным дугогасительным контактом 1, изоляционным соплом 9 и поршнем 6, перемещается вдоль оси выключателя. Сначала размыкаются главные контакты 3 и 4, почти без разрядов, затем ток переходит в зону контактирования дугогасительных контактов 1 и 2, в которых и горит дуга. По мере движения подвижной системы выключателя относительно неподвижного контакта 3 происходит сжатие элегаза в подпоршневой области Б. После размыкания дугогасительных контактов 1 и 2 на их концах горит дуга. В МКП, за счет энергии электрической дуги, воздействующей на внутреннюю поверхность горловины изоляционного сопла, возникает эффект автогенерации и происходит абляция изоляционной стенки и возникновение массового расхода газа, что приводит к

повышению давления, в итоге возникает эффективное двустороннее дутье из сопел 9 и 10. При этом этап гашения делится на две стадии: момент, когда неподвижный контакт закрывает отверстие большого сопла, вследствие этого происходит увеличение давления в камере (в области МКП); и в момент времени, когда сопло открывается, и происходит истечение газа из области *A* в область МКП. В процессе перемещения подвижной контактной системы выключателя длина электрической дуги увеличивается, что вызывает повышение давления газа в области МКП, и при некоторых больших токах клапан 5 закрывается, отделяя надпоршневую полость *A* от подпоршневой *B*. Таким образом, дуга гасится большим накопленным давлением в области *A*. При движении контакта в подпоршневой области *B* возникает компрессия за счет снижения объема, и открывается клапан 8 для снижения скорости движения подвижной системы контактов. При малых токах, и, следовательно, недостаточном давлении в зоне МКП через клапан 5 газ из зоны *A* попадает в *B* и зону МКП для гашения дуги.

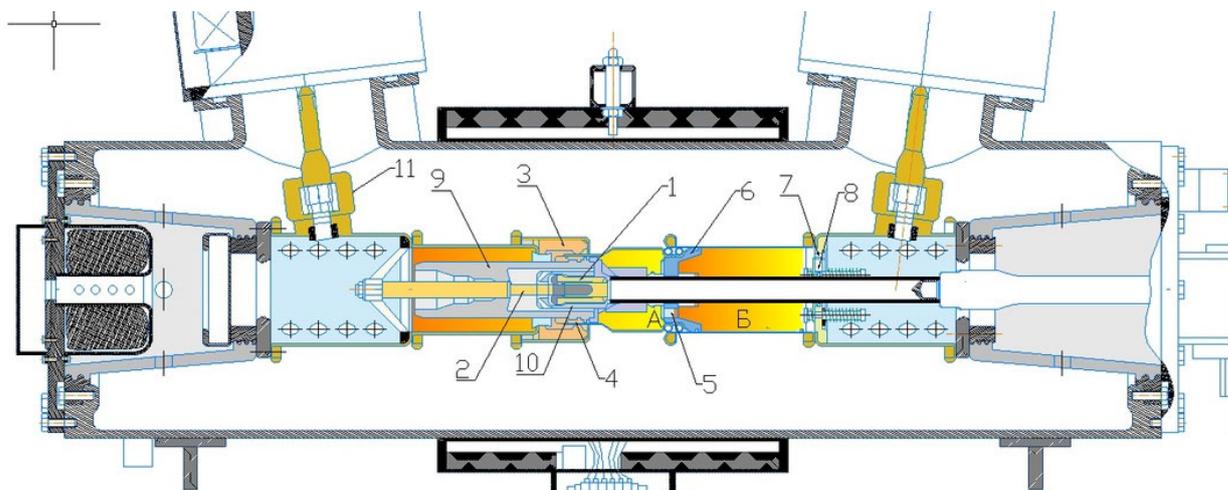


Рисунок 31 – Включенное положение выключателя ВЭБ-110: 1 – подвижный дугогасительный контакт; 2 – неподвижный дугогасительный; 3 – главный неподвижный контакт; 4 – главный подвижный контакт; 5 – клапан в поршне; 6 – поршень; 7 – клапан, закрытый при открытии контактов, установленный на перегородке; 8 – клапан, открытый при закрытии контактов, установленный на перегородке; 9 – фторопластовое большое сопло; 10 – фторопластовое малое сопло; 11 – розеточный основной контакт; 12 – труба; А – надпоршневая область; Б – подпоршневая область

Включение. Внешний вид ДУ в отключенном положении изображен на Рисунке 32. При включении выключателя сначала происходит контактирование подвижного дугогасительного контакта 1 с дугогасительным контактом 2, затем главных контактов 3 и 4. При этом закрытый в процессе отключения клапан 7, открывается и запускает новую порцию «холодного» элегаза.

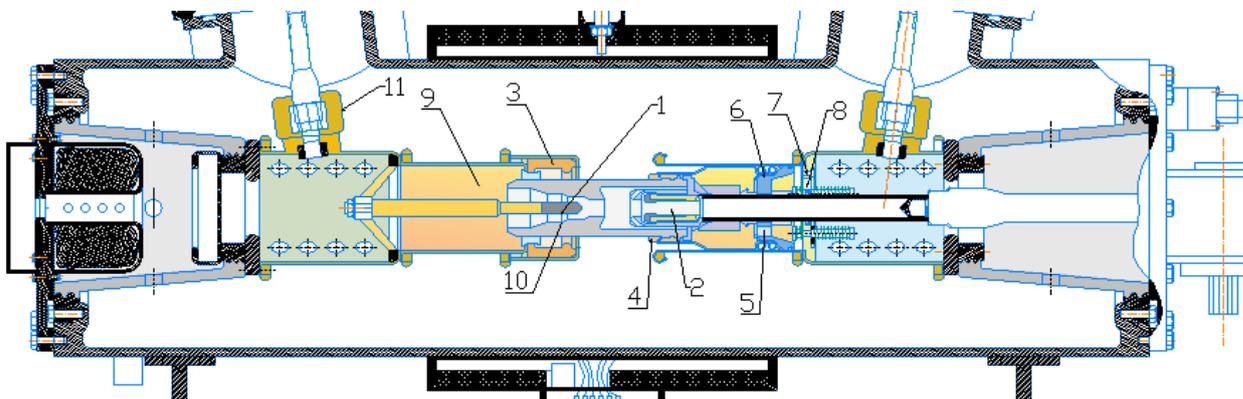


Рисунок 32 – Отключенное положение выключателя ВЭБ-110: 1 – подвижный дугогасительный контакт; 2 – неподвижный дугогасительный; 3 – главный неподвижный контакт; 4 – главный подвижный контакт; 5 – клапан в поршне; 6 – поршень; 7 – клапан, закрытый при открытии контактов, установленный на перегородке; 8 – клапан, открытый при закрытии контактов, установленный на перегородке; 9 – фторопластовое большое сопло; 10 – фторопластовое малое сопло; 11 – розеточный основной контакт; 12 – труба; А – надпоршневая область; Б – подпоршневая область

Путь протекания тока: в закрытом состоянии большая часть тока протекает с токоведущей части ввода через розеточный контакт 11, на трубу 12, переходя на главные контакты 3 и 4. При размыкании главных контактов ток течет так же через трубу 12, но посредством проводящих частей проходит в контакты 1 и 2.

При размыкании контактов с учетом описанных выше механизмов возникает некая «мертвая» зона, где интенсивность гашения дуги ниже, что приводит к скоплению паров металла и снижению электрической прочности МКП. Однако плюс используемой двухсторонней системы дутья заключается в том, что пары металла уходят максимально далеко от контактов, что приводит к лучшим условиям для увеличения электрической прочности МКП, чем в системе

одностороннего дутья, где все пары металла, с энергией ионизации меньшей чем у газа, скапливаются у контакта.

4.2. Осциллограммы с регистратора аварийных событий при срабатывании выключателя

В данном разделе представлено математическое моделирование процессов дугогашения во время отключения элегазового выключателя 110 кВ на основе записанных осциллограмм тока и сигнала с электромагнита отключения (ЭО) с помощью программного обеспечения анализа аварийных осциллограмм «ЭКРА Waves». Наличие записи сигнала с ЭО позволяет наложить осциллограммы тока отключения с моментом срабатывания электромагнита, тем самым оценить время горения дуги для каждого срабатывания выключателя.

В случае отсутствия выведенных дискретов ЭО исследовались записанные данные с регистратора аварийных процессов (РАС) «АУРА». В этом случае время горения дуги приближенно оценивалось как разница между «реле положения включено – РПВ» (выключатель включен) и «реле положения отключено – РПО» (выключатель отключен), что свидетельствует о наличии или отсутствии КЗ.

Объектом исследования является линейный выключатель ВЭБ-110П-40/2500 с ДУ автокомпрессионного типа, установленный на ОРУ 110 кВ (ВЛ 110 кВ «Крона – Травянская 1 с отпайками»). ПС 220 кВ «Травянская», находящейся в обслуживании филиала ПАО «ФСК ЕЭС» – Свердловского предприятия магистральных электрических сетей с рабочими напряжениями 220/110/10 кВ.

Рассматриваемый выключатель изготовлен и введен в эксплуатацию в 2014 г., до настоящего момента не подвергался капитальным ремонтам, система мониторинга или учета остаточного ресурса отсутствует.

В Таблице 9 приведены данные с РАС за период 2015–2022 гг. при отключении ТКЗ рассматриваемым элегазовым выключателем 110 кВ. Значения токов представлены в действующих значениях ударного ТКЗ (первый полупериод). Время горения дуги оценивалось как разница между РПВ и РПО.

Таблица 9 – Данные аварийных режимов с РАС

Дата аварийного события		Вид КЗ	$t_{кз}$, мс	I_A , кА	I_B , кА	I_C , кА	$3I_0$, кА	t_d , мс
2015	апрель	С-0	161,5	0,044	0,0252	8,301	8,438	14,8
	ноябрь	С-0	162,7	0,0407	0,0157	9,076	9,203	14,8
2016		–						
2017		–						
2018	октябрь	С-0	160,6	0,0416	0,0139	8,838	8,969	29,4
2019		–						
2020	май	В-С	138,1	0,0467	12,65	12,54	0,0234	15,6
	июль	А-0	164,1	10,61	0,07	2,307	8,923	16,5
2021		–						
2022		–						

В Таблице 9 использованы следующие обозначения: $t_{кз}$ – время продолжительности КЗ; $3I_0$ – утроенный ток нулевой последовательности; t_d – время горения дуги.

Из таблицы выше видно, что чаще происходило КЗ фазы С на землю, поэтому для дальнейшего анализ процесса дугогашения взяты осциллограммы именно этой фазы, несмотря на то что рассматриваемый выключатель в диссертационном исследовании имеет трехполюсное исполнение.

Проведение численного моделирование процессов дугогашения при отключении ТКЗ реальным выключателем носит исследовательский характер по указанным ниже причинам:

1. Уточнение расчета остаточного ресурса на базе оценки абляции сопел при отключении больших ТКЗ (ни одна из существующих методик расчета остаточного эксплуатационного ресурса не учитывает физические процессы, протекающие при взаимодействии дуги отключения с основными элементами ДУ).

2. Совершенствование моделей дуги отключения (поиск компромисса между точностью и отражением детальных физических процессов, протекающих при коммутации).

3. Возможная верификация модели на реальных данных (оценка фактического воздействия дуги отключения на сопла и последующее сопоставление с разработанными математическими моделями).

Ниже на Рисунках 33–36 приведены осциллограммы тока фазы С (мгновенные значения в кА) рассматриваемого выключателя в период 2015–2020 гг.

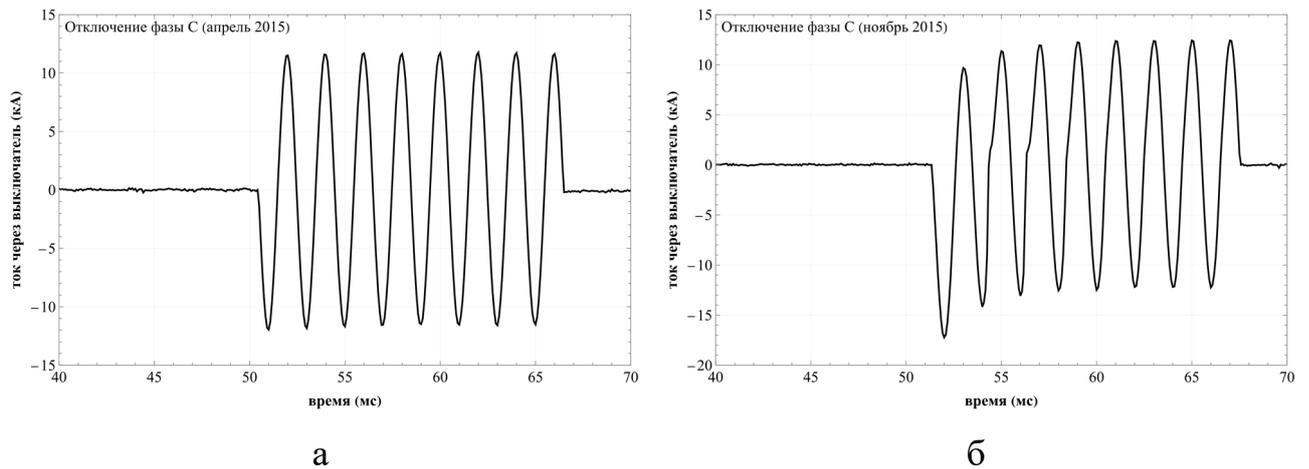


Рисунок 33 – Отключение ВЛ 110 кВ «Крона – Травянская 1» исследуемым выключателем: а – в 2015 г. (апрель); б – в 2015 г. (ноябрь)

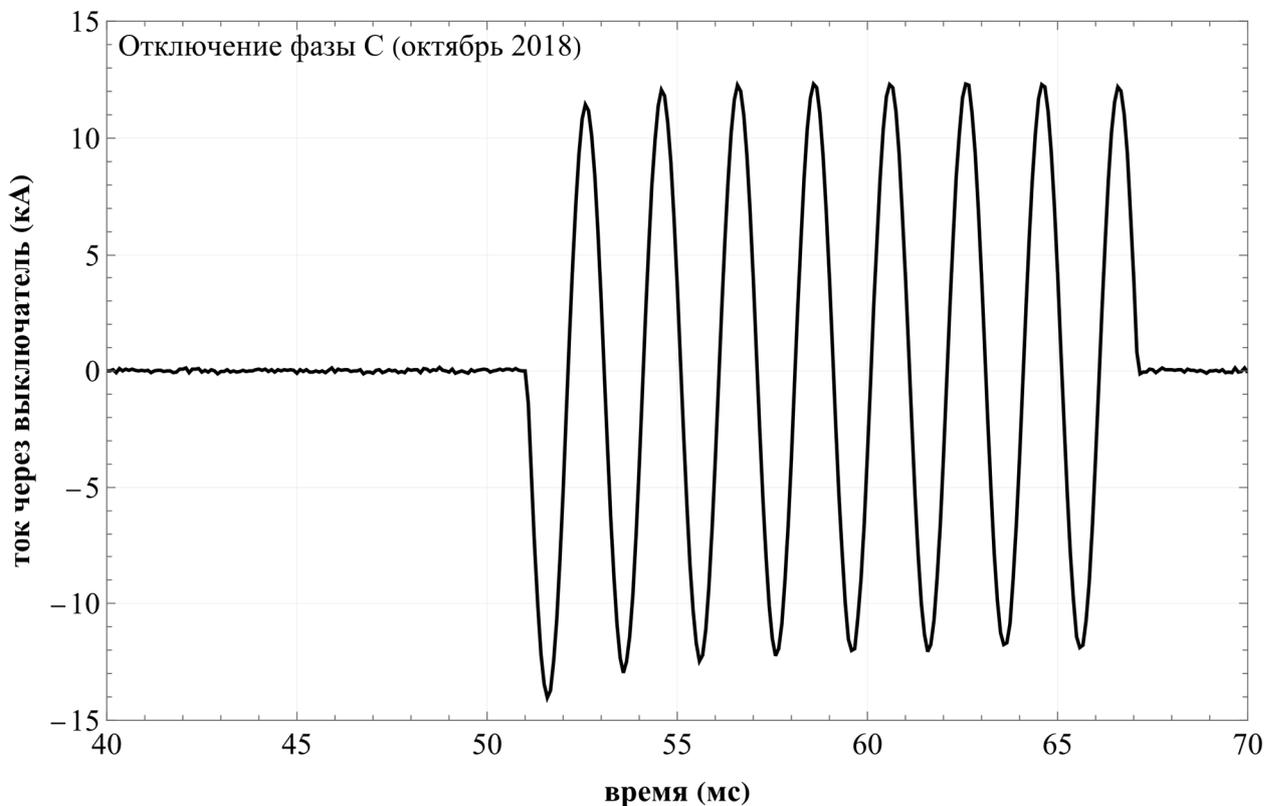


Рисунок 34 – Отключение ВЛ 110 кВ «Крона – Травянская 1» исследуемым выключателем в 2018 г. (октябрь)

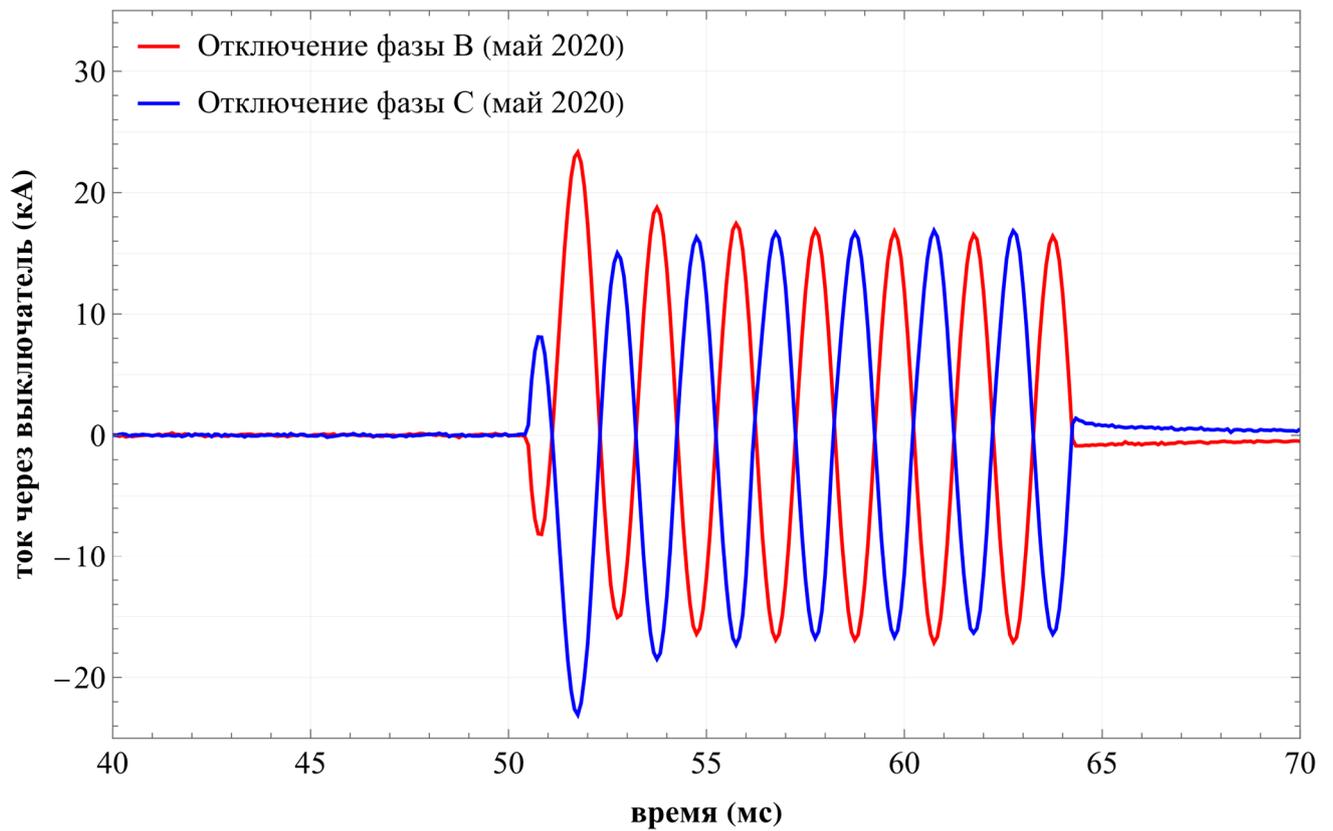


Рисунок 35 – Отключение ВЛ 110 кВ «Крона – Травянская 1» исследуемым выключателем в 2020 г. (май)

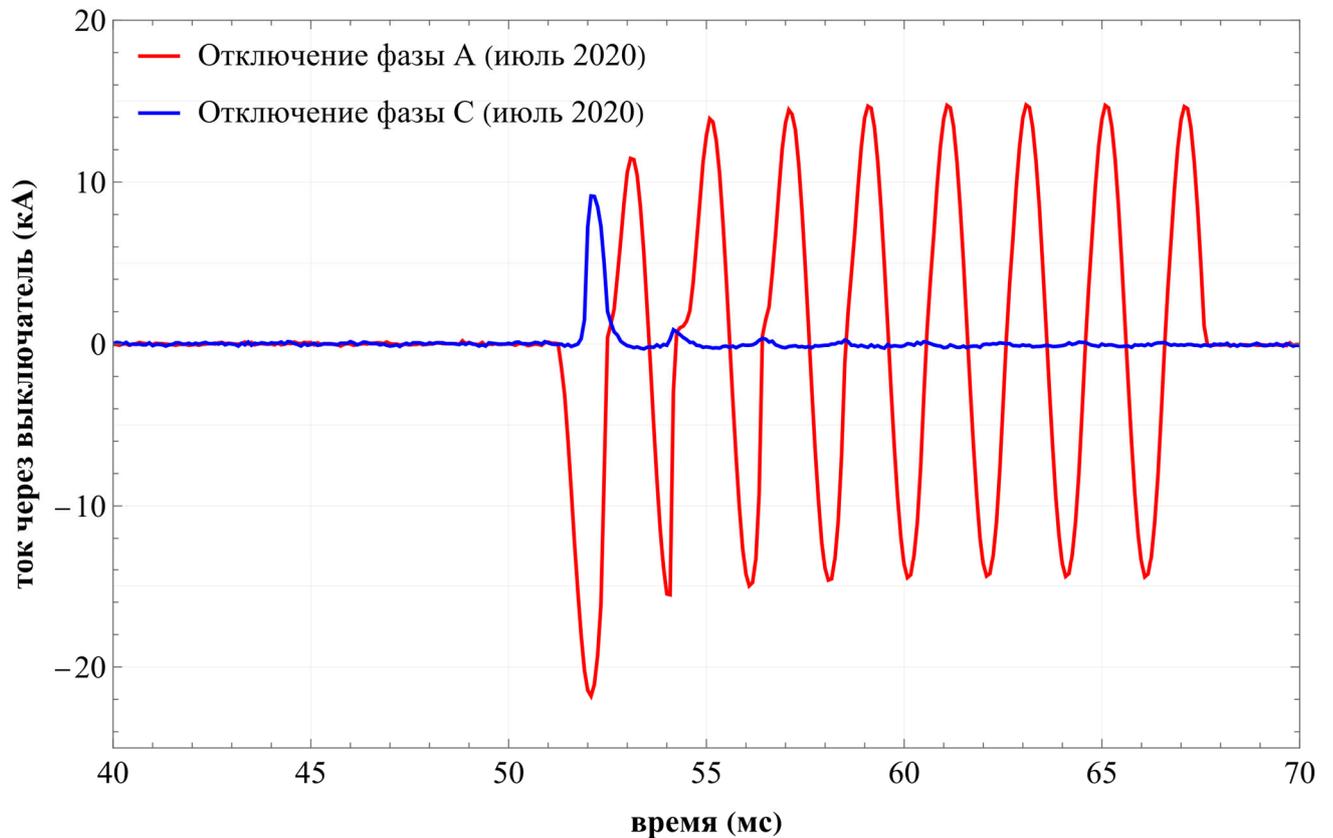


Рисунок 36 – Отключение ВЛ 110 кВ «Крона – Травянская 1» исследуемым выключателем в 2020 г. (июль)

Всего за период 2015–2022 гг. исследуемый выключатель успешно отключил пять КЗ с максимальным временем горения дуги 29,4 мс.

4.3. Апробация разработанной математической модели

С целью апробации разработанной автором диссертационного исследования математической модели процесса дугогашения рассчитывался остаточный коммутационный ресурс во время отключения элегазового выключателя 110 кВ на основе записанных осциллограмм тока и сигнала с ЭО с помощью программного обеспечения анализа аварийных осциллограмм «ЭКРА Waves».

Расчет остаточного ресурса выключателя велся по двум методикам.

Методика 1. Суть методики [112] заключается в расчете скорости массовой абляции фторопластового сопла в соответствии со следующим выражением:

$$\frac{dm}{dt} = \delta \cdot u \cdot i \quad (46)$$

где u – напряжение дуги, В; i – ток дуги, кА; δ – масса абляции на единицу энергии, равная, 15 мг/кДж при отключении симметричного тока 25 кА согласно исследованиям [111–112].

Напряжение u и ток i дуги определяются согласно экспериментально снятой заводом-изготовителем рассматриваемого выключателя ВАХ дуги при отключении симметричного тока 25 кА автокомпрессионным ДУ 110 кВ – Рисунок 37.

Чтобы произвести пересчет массы абляции на единицу энергии δ при отключении различных токов используется предположение, что

$$\delta(T_{\text{дуги}}) \sim \delta(T_{\text{исп}}), \quad (47)$$

где $T_{\text{дуги}}$ – температура ствола дуги, $T_{\text{исп}}$ – температура испарения поверхности фторопластового сопла.

Графики зависимости массы абляции на единицу энергии δ от температуры ствола дуги и от симметричного тока отключения с учетом предположения (47) показан на Рисунке 38, а и Рисунке 38, б соответственно.

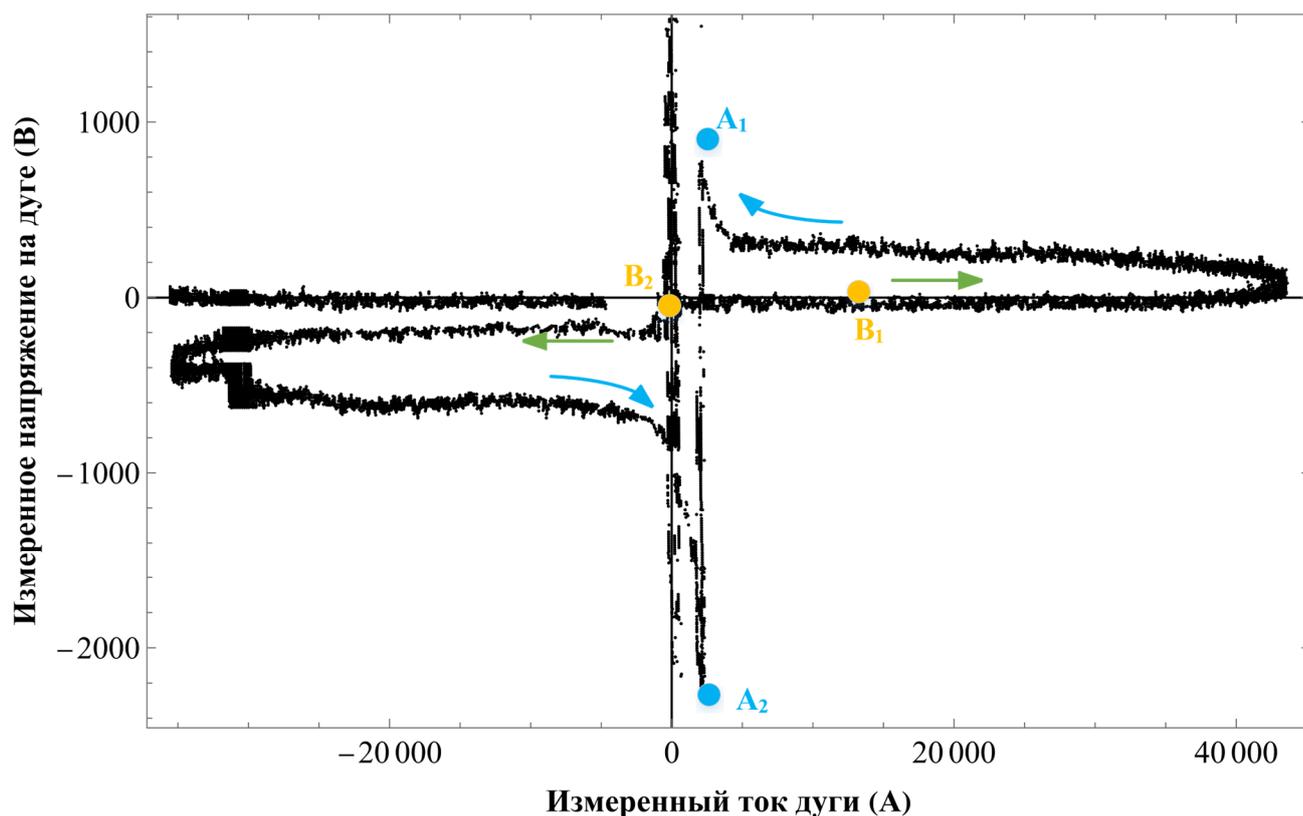


Рисунок 37 – ВАХ дуги при отключении симметричного тока $I_{\text{откл}} = 25$ кА: Точки B_1 и B_2 – напряжение зажигания дуги (начало горения дуги); точки A_1 и A_2 – точки погасания дуги.

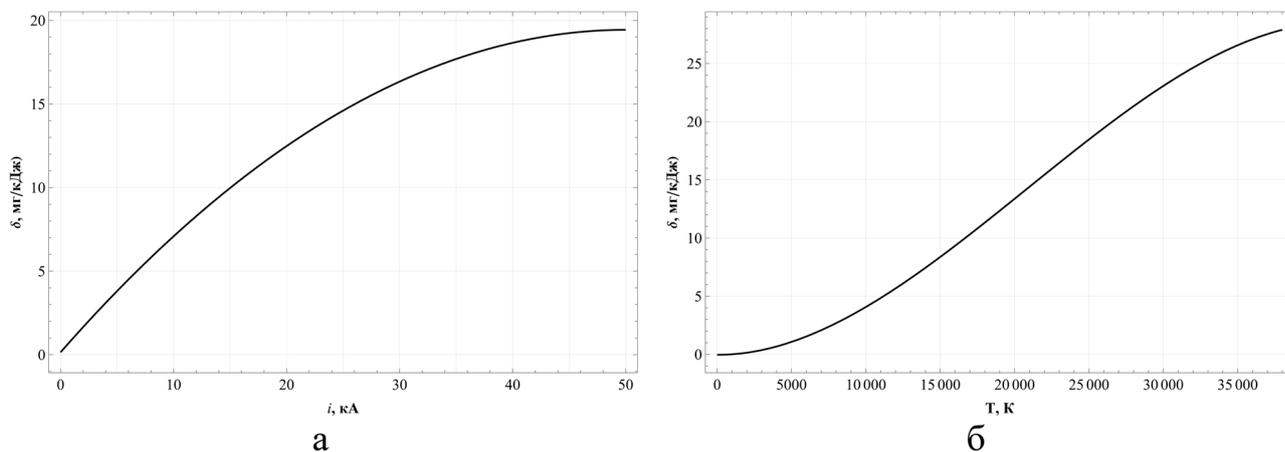


Рисунок 38 – График изменения массы абляции на единицу энергии от:
а – температуры ствола дуги; б – симметричного тока отключения

При расчетах по данной методике используется только периодическая составляющая тока отключения (симметричный ток). Таким образом, опираясь на экспериментальные значения измеренной температуры ствола дуги согласно работе [178], производился пересчет массы абляции на единицу энергии δ

согласно работам [111–112] с учетом адаптации отключаемого тока по [174].

Расчет остаточного коммутационного ресурса исследуемого выключателя (один полюс – фаза С) через фактическое время горения дуги ведется по формуле согласно работам [111–112, 237]:

$$R_{\text{ост2}} = \left[1 - \sum_{i=1}^m \frac{dm_i}{m_i} \right] \cdot 100\%, \quad (48)$$

где dm_i – масса абляции по (46) в мг; m_i – максимальная масса абляции (в данном случае масса большого сопла в мг).

В Таблице 10 представлены результаты расчета остаточного ресурса анализируемого выключателя по методике 1.

Таблица 10 – Результаты расчета остаточного ресурса по методике 1

Дата аварийного события		I_c , кА	t_d , мс	dm_i , мг	dm_i/m_i	$R_{\text{ост1}}$, %
2015	апрель	8,301	14,8	6 990	1.43E-04	99,986
	ноябрь	9,076	14,8	10 042	1,00E-04	99,976
2018	октябрь	8,838	29,4	9 103	1.10E-04	99,965
2020	май	12,54	15,6	21 897	0,46E-04	99,960
	июль	2,307	16,5	296	33,8E-04	99,622
2023		–		–	–	98,704

Методика 2. Расчеты по данной методике ведутся согласно руководству по эксплуатации выключателя ВЭБ-110П-40/2500 (раздел «Определение коммутационной стойкости $N(I)$ и коммутационного ресурса выключателей»). На основании фиксации текущего значения тока коммутации I_t для каждой фазы и последующем вычислении величины текущего сработанного ресурса каждой фазы выключателя P_t при этой коммутации. Вычисленная величина текущего сработанного ресурса P_t суммируется с ранее накопленным сработанным ресурсом P_c для каждой из фаз и получается пофазная величина отработанного ресурса:

$$N(I) = \frac{24\,500}{(I - 0,94)^2} + 4, \text{ при } 2\,500 < I < 40 \text{ кА}, \quad (49)$$

$$N(I) = 5\,000 \text{ при } I < 2\,500 \text{ А}, \quad (50)$$

где $N(I)$ – количество операций отключения I , которое может выполнить полюс

выключателя без ремонта его контактной системы до полного исчерпания им своего коммутационного ресурса; I – текущее действующее значение тока отключения полюсом выключателя, кА.

Расчет остаточного коммутационного ресурса исследуемого выключателя (один полюс – фаза С) через среднее время горения дуги ведется по формуле из руководства по эксплуатации данного выключателя:

$$R_{\text{ост1}} = \left[1 - \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \right] \cdot 100\%, \quad (51)$$

где n_i – количество выполненных полюсом выключателя операций отключения тока I_i ; N_i – допустимое количество отключений тока I , которое может выполнить полюс выключателя согласно (49) и (50).

В Таблице 11 представлены результаты расчета остаточного ресурса анализируемого выключателя по методике 2.

Таблица 11 – Результаты расчета остаточного ресурса по методике 2

Дата аварийного события		I_C , кА	t_d , мс	N_i	n_i/N_i	$R_{\text{ост1}}$, %
2015	апрель	8,301	14,8	456	2,19E-03	99,781
	ноябрь	9,076	14,8	374	2,67E-03	99,513
2018	октябрь	8,838	29,4	397	2,52E-03	99,261
2020	май	12,54	15,6	186	5,37E-03	98,724
	июль	2,307	16,5	13 115	0,20E-03	98,704
2023		–		–	–	98,704

В Таблице 12 представлены результаты расчета остаточного ресурса анализируемого выключателя по двум вышеописанным методикам.

Таблица 12 – Результаты расчета остаточного ресурса

Дата аварийного события		I_C , кА	t_d , мс	$R_{\text{ост1}}$, %	$R_{\text{ост2}}$, %
2015	апрель	8,301	14,8	99,986	99,781
	ноябрь	9,076	14,8	99,976	99,513
2018	октябрь	8,838	29,4	99,965	99,261
2020	май	12,54	15,6	99,960	98,724
	июль	2,307	16,5	99,622	98,704
2023		–		99,622	98,704

Полученные результаты в рамках диссертационного исследования подтверждают, что разработанная модель может быть использована для моделирования взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в ДУ

элегазового выключателя при отключении ТКЗ с учетом подвижных границ расчетных областей (ALE-подход).

В качестве возможного применения разработанной модели представлен расчет остаточного коммутационного ресурса выключателя. Преимущество использования представленной модели в этом случае заключается в привязке выделяемого тепла, воздействующего на сопло к времени горения дуги, и в возможности детально проследить за физическим процессом гашения дуги в ДУ.

4.4. Выводы по четвертой главе

Полученные результаты подтверждают, что разработанная модель может быть использована для моделирования взаимодействия потока газа с плазменным каналом дуги отключения в ДУ элегазового выключателя при отключении ТКЗ с учетом подвижных границ расчетных областей (подвижной сетки) для дальнейшего расчета остаточной коммутационного ресурса элегазовых выключателей.

В качестве основных выводов по главе 4 можно перечислить следующие:

1. Для объекта исследования, выключателя ВЭБ-110П-40/2500, установленного на ОРУ 110 кВ, произведено моделирование процесса взаимодействия потока элегаза с дугой отключения с учетом движения границ расчетной области (ALE-подход). Ток отключения брался из реальных осциллограмм с РАС.

2. Показано, что разработанная модель взаимодействия потока элегаза с дугой отключения на основе адаптивного тепловыделения с учетом движения границ расчетной области (ALE-подход) может быть использована для расчета остаточного коммутационного ресурса элегазового выключателя.

3. Несмотря на то, что оценки остаточного ресурса по двум методикам оказались практически одинаковы, расчет с использованием средств численного моделирования позволяет детально проследить за процессом дугогашения, в частности, воздействия дуги отключения на основные элементы ДУ (дугогасительные контакты и фторопластовые сопла).

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основные результаты диссертационной работы:

1. Произведен анализ существующих моделей и подходов, описывающих течения, гасящего дугу элегаза в дугогасительном устройстве при отключении токов короткого замыкания, и выявлено, что не существует универсального подхода к математическому моделированию процессов взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее неизотермическим потоком газа в элегазовых выключателях высокого напряжения, который, с одной стороны, в достаточной мере описывает физику низкотемпературной плазмы в дуге отключения, а, с другой – является минимально затратным с вычислительной точки зрения.

2. Предложен новый подход к моделированию взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в дугогасительном устройстве элегазового выключателя при отключении токов короткого замыкания с учетом подвижных границ расчетных областей – на основе ALE-подхода.

3. Впервые разработана модель взаимодействия дуги отключения с обдувающим ее неизотермическим потоком элегаза в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ, представленная в виде источника температурного нагрева, на основе экспериментальных данных по замеру температуры ствола дуги при отключении симметричного тока короткого замыкания с использованием ALE-подхода.

4. Произведено сравнение разработанной модели взаимодействия потока элегаза с дугой отключения в виде источника температурного нагрева с экспериментальными измерениями давления в дугогасительном устройстве автокомпрессионного элегазового выключателя 110 кВ при отключении симметричного тока короткого замыкания 25 кА и выявлено, что разработанная модель имеет высокую точность, поскольку коэффициент детерминации R^2 при сравнении с экспериментальными данными составил 0,997.

5. Показано, что разработанную математическую модель взаимодействия потока элегаза с дугой отключения, заданную в виде источника температурного нагрева по экспериментальным замерам ствола дуги, можно использовать для расчета

остаточного коммутационного ресурса выключателя. Преимущество использования данной модели в этом случае заключается в привязке выделяемого тепла, воздействующего на сопло, к времени горения дуги и в возможности детально проследить за физическим процессом гашения дуги в дугогасительном устройстве.

В качестве перспективных направлений исследований в области математического моделирования дуги отключения при коммутации элегазовых выключателей высокого напряжения можно отметить следующие:

1. Разработку математических моделей взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза на основе не только уравнений механики жидкости и газа, но и магнитогидродинамического, гидрокинетического, кинетического подходов.

2. Учет второй стадии дугогашения (процесс восстановления электрической прочности в МКП) на основе разработанной математической модели взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза и оценку остаточной проводимости дугового канала и его влияния на электрическую прочность МКП.

ПЕРЕЧЕНЬ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

БСК	– батареи статических конденсаторов
ВАХ	– вольт-амперная характеристика
ВЛ	– воздушная линия
ВН	– высокое напряжение
ГД	– газодинамика
ДК	– дугогасительная камера
ДУ	– дугогасительное устройство
ЕЭС	– единая энергетическая система
КЗ	– короткое замыкание
КЛ	– кабельная линия
ЛТР	– локальное термодинамическое равновесие
МГД	– магнитная гидродинамика
МКП	– межконтактный промежуток
ПК	– программный комплекс
РАС	– регистратор аварийных событий
РПВ	– реле положения «включено»
РПО	– реле положения «отключено»
ТКЗ	– ток короткого замыкания
ШР	– шунтирующий реактор
ЭО	– электромагнит отключения
ЭЭС	– электроэнергетическая система
DNS	– Direct Numerical Simulation
RANS	– Reynolds-Averaged Navier-Stokes

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ильин А. С. Численное моделирование процессов гашения дуги в элегазовом выключателе высокого напряжения и сравнение результатов с реальными испытаниями / А. С. Ильин // Научно-технический вестник поволжья. Сборник научных статей. – 2011. – №5. – С. 140–146.
2. Ильин А. С. Численное моделирование процессов гашения дуги в высоковольтном выключателе / А. С. Ильин // Электротехника. – 2011. – №12. – С. 36–42.
3. Ильин А. С. Математическое моделирование термодинамических процессов гашения дуги в элегазе (SF₆) в электрических аппаратах : дис. канд. техн. наук: 05.09.01 : 05.14.12 / Ильин Александр Сергеевич. Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина. – Екатеринбург, 2012. – 147 с.
4. Аверьянова С. А. Численное моделирование потока газа в дугогасительном устройстве высоковольтного выключателя : дис. канд. физ.-мат. наук: 01.02.05 / Аверьянова Светлана Андреевна. – Санкт-Петербургский государственный политехнический университет. – Санкт-Петербург, 2005. – 166 с.
5. Averyanova S. About instability progress in switching arc in HV-gas blast circuit breaker / S. Averyanova, N. Akatnov, E. Tonkonogov // 19th Symposium on Physics of Switching Arc 2011, FSO 2011. Brno, Czech Republic. – 2011. – P. 89–92.
6. Averyanova S. Arcing Behaviours in the HV Gas-blast interrupters near the downstream contact with cavity / S. Averyanova, V. Frolov, E. Tonkonogov // ICEC 2014; The 27th International Conference on Electrical Contacts. Dresden, Germany. – 2014. – P. 1–4.
7. Слободенко Н. С. О моделировании турбулентности в дуге отключения / Н. С. Слободенко, С. А. Аверьянова // Неделя науки СПбПУ : Материалы научного форума с международным участием. – Санкт-Петербург, Россия. – 2015. – ч. 2. – С. 176–177.
8. Averyanova S. Influence of the upstream parameters on the thermal limit

for HV gas-blast devices / S. Averyanova, E. Tonkonogov // 21st Symposium on Physics of Switching Arc 2015, FSO 2015. – Nove Mesto na Morave, Czech Republic. – 2015. – P. 112–115.

9. Давидюк В. М. Влияние параметров дугогасительного устройства на динамику изменения давления при отключении / В. М. Давидюк, С. А. Аверьянова // Неделя Науки СПбПУ : Материалы научной конференции с международным участием. – Санкт-Петербург, Россия. – 2017. – ч. 2. – С. 161–164.

10. Бабий Д. С. О моделировании автогенерирующего дугогасительного устройства элегазового высоковольтного выключателя / Д. С. Бабий, А. Л. Меншутин, С. А. Аверьянова // Неделя Науки СПбПУ : Материалы научной конференции с международным участием. – Санкт-Петербург, Россия. – 2017. – ч. 2. – С. 158–161.

11. Averyanova S. Arc behaviours in the HV SF6 gas-blast interrupter / S. Averyanova, E. Tonkonogov // 23rd Symposium on Physics of Switching Arc 2019, FSO 2019. – Nove Mesto na Morave, Czech Republic. – 2019. – P. 140–143. Doi: 10.14311/ppt.2019.2.140.

12. Аверьянова С. А. Теория гашения дуги в электрических аппаратах. Взаимодействие дуги отключения с газовым потоком в выключателях высокого напряжения: учебное пособие. – Санкт-Петербург: Издательство Политехнического университета, 2015. – 68 с.

13. Черноскутов Д. В. Исследование электрической прочности межконтактного промежутка элегазового выключателя на класс напряжения 110 кВ с применением интеллектуальной системы управляемой коммутации / Д. В. Черноскутов // Сборник статей Международной научно-практической конференции «НАУКА И ОБРАЗОВАНИЕ XXI ВЕКА». – Уфа, Россия. – 2013. – ч. 2. – С. 271–279.

14. Черноскутов Д. В. Исследование характеристик электрической прочности межконтактного промежутка элегазового выключателя на класс напряжения 110 кВ с применением системы управляемой коммутации / Д. В. Черноскутов // Научное обозрение. – 2015. – №10. – С. 87–96.

15. Chernoskutov D. Research of cold rate of rise of dielectric strength of SF6 circuit breaker / D. Chernoskutov // 2015 International Siberian Conference on Control and Communications (SIBCON). – Omsk, Russia. – 2015. – P. 1–5. Doi: 10.1109/SIBCON.2015.7147274.

16. Chernoskutov D. Research of shunt reactor switching phenomena in SF6 circuit breaker / D. Chernoskutov // 2015 International Siberian Conference on Control and Communications (SIBCON). – Omsk, Russia. – 2015. – P. 1–7. Doi: 10.1109/SIBCON.2015.7147273.

17. Черноскутов Д. В. Повышение коммутационной способности высоковольтной аппаратуры // дис. канд. техн. наук: 05.09.01 / Черноскутов Дмитрий Владимирович. Уральский федеральный университет им. первого Президента России Б.Н. Ельцина. – Екатеринбург, 2017. – 245 с.

18. Тонконогов Е. Н. Конструкции электрических аппаратов. Элегазовые выключатели высокого напряжения: учебное пособие / Е. Н. Тонконогов; под ред. О. К. Чеботарева; Санкт-Петербург, Россия: Издательство Политехнического университета. – 2008. – 188 с.

19. Kurakina N. Gas flow–switching arc interaction in HV synchronous gas blast interrupters / N. Kurakina, V. Frolov, E. Tonkonogov // E3S Web of Conferences : International Scientific Conference on Energy, Environmental and Construction Engineering, EECE 2019. – Saint-Peterburg, Russia. – 2019. – Vol. 140. – P. 04016. Doi: 10.1051/e3sconf/201914004016.

20. Kurakina N. K. Formation of the upstream region in HV gas blast interrupters with synchronous gas injection / N. K. Kurakina, V. Ya. Frolov, E. N. Tonkonogov // Plasma Physics and Technology. – 2019. – Vol. 6, No. 1. – P. 43–46. Doi: 10.14311/ppt.2019.1.43.

21. Kurakina N. K. Controlled pulsed injection for HV gas blast circuit breakers / N. K. Kurakina, E. N. Tonkonogov, I. V. Murashov [et al.] // 8th International Congress on Energy Fluxes and Radiation Effects. – Tomsk, Russia. – 2022. – P. 463–469. Doi: 10.56761/EFRE2022.S4-P-045001.

22. Лавров Ю. А. Перенапряжения при коммутациях блочного

трансформатора 500 кВ элегазовым выключателем / Ю. А. Лавров, А. Г. Овсянников, С. С. Шевченко, О. Ю. Шиллер // Электро.– 2010. – № 6. – С. 24–27.

23. Овсянников А. Г. Процессы при коммутациях конденсаторных батарей 110 кВ элегазовыми выключателями / А. Г. Овсянников, О. Ю. Шиллер, В. В. Лопатин // Энергоэксперт. – 2022. – № 3(83). – С. 48–50.

24. Кукеков Г. А. Выключатели переменного тока высокого напряжения (2-е изд.) / Г. А. Кукеков; под ред. Л. М. Пархоменко; Ленинград: Энергия, Ленинградское отделение. – 1972. – 336 с.

25. Чунихин А. А. Аппараты высокого напряжения. Учеб. пособие для вузов. / М. А. Жаворонков, А. А. Чунихин; под ред. И. Л. Шлейфман; Москва, Россия: Энергоатомиздат. – 1985. – 432 с.

26. Шульга Р. Н. Синхронная коммутация выключателей / Р. Н. Шульга // Энергия единой сети. – 2021. – № 1(56). – С. 34–43.

27. Шульга Р. Н. Генераторные выключатели для атомных электростанций / Р. Н. Шульга, В. А. Лавринович, В. П. Иванов [и др.] // Электричество. – 2020. – № 9. – С. 20–27. Doi: 10.24160/0013-5380-2020-9-20-27.

28. Шульга Р. Н. Разработка гибридного генераторного выключателя для схем электроснабжения промышленных предприятий / Р. Н. Шульга, В. А. Лавринович, В. П. Иванов [и др.] // Промышленная энергетика. – 2020. – № 1. – С. 18–28. Doi:10.34831/EP.2020.81.63.003.

29. Шульга Р. Н. Расчетные режимы, разработка и испытания высоковольтных выключателей для генераторов, трансформаторов, конденсаторных батарей. Часть 1. Расчетные режимы выключателей / Р. Н. Шульга, А. Ю. Хренников // Библиотечка электротехника. – 2022. – № 12(288). – С. 1–75.

30. Шульга Р. Н. Расчетные режимы, разработка и испытания высоковольтных выключателей для генераторов, трансформаторов, конденсаторных батарей. Часть 2. Разработка выключателей / Р. Н. Шульга, А. Ю. Хренников // Библиотечка электротехника. – 2023. – № 1(289). – С. 3–83.

31. Шульга Р. Н. Расчетные режимы, разработка и испытания высоковольтных выключателей генераторов, трансформаторов, конденсаторных батарей. Часть 3. Испытания выключателей / Р. Н. Шульга, А. Ю. Хренников // Библиотечка электротехника. – 2023. – № 6(294). – С. 1–86.

32. Глушков Д. А. Моделирование электрической прочности промежутка в SF₆ в условиях интенсивного движения среды / Д. А. Глушков, И. В. Черных // XI Всероссийская молодежная школа-семинар по проблемам физики конденсированного состояния вещества. Памяти академика Литвинова Б. В. : тез. докл. – Екатеринбург, Россия. – 2010. – С. 201.

33. Еловигов А. Е. К вопросу о критерии развития разряда вдоль поверхности твердого диэлектрика в среде SF₆ при высоких давлениях / А. Е. Еловигов, Д. А. Глушков // Семнадцатая Всероссийская научная конференция студентов-физиков и молодых ученых. ВНКФС-17: материалы конференции, информ. бюллетень – Екатеринбург, Россия. – 2011. – С. 258–259.

34. Глушков Д. А. Анализ электрической прочности SF₆ на основе расчета электрои газодинамического полей и оптимизация конструкции на основе генетического подхода / Д. А. Глушков, И. В. Черных // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. – 2011. – № 4(5). – С. 2103–2105.

35. Glushkov D. A. Electrical strength analysis of SF₆ gas circuit breaker element / D. A. Glushkov, A. I. Khalyasmaa, S. A. Dmitriev, S. E. Kokin // AASRI Procedia. – 2014. – Vol. 7. – P. 57–61. Doi: 10.1016/j.aasri.2014.05.029.

36. Glushkov D. A. Discharge criterion along the surface of solid dielectric in SF₆ under high pressure / D. A. Glushkov, A. I. Khalyasmaa // Applied Mechanics and Materials. – 2014. – Vol. 548–549. – P. 21–24. – Doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.548-549.21.

37. Залесский А. М. Электрическая дуга отключения / А. М. Залесский; под ред. Г. А. Кукекова; Ленинград: Государственное энергетическое издательство (Госэнергоиздат). – 1963. – 267 с.

38. Zhukov M. F. Electric arc in flow with well-developed turbulence / M. F. Zhukov, V. P. Lukashov, B. A. Pozdnyakov, N. M. Shcherbik // Journal of

Engineering Physics. – 1986. – Vol. 50, No. 3. – P. 253–257.
Doi: 10.1007/BF00870114.

39. Berbasov V. V. An electrical arc in a turbulent gas flow / V. V. Berbasov, M. F. Zhukov // Journal of Engineering Physics. – 1985. – Vol. 48, No. 2. – P. 199–204.
Doi: 10.1007/BF00871872.

40. Жуков М. Ф. Исследование дуговой газоразрядной плазмы внутри полого катода / М. Ф. Жуков, М. Ю. Докукин, Н. П. Козлов [и др.] // Доклады Академии наук СССР. – 1983. – Т. 273, № 4. – С. 852–854.

41. Энгельшт В. С. Теория столба электрической дуги (Низкотемпературная плазма. Т. 1). / В. С. Энгельшт, В. Ц. Гурович, Г. А. Десятков [и др.]; под ред. М. Ф. Жукова; Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние. – 1990. – 376 с.

42. Лелевкин В. М. Расчет развития ламинарного течения дуговой плазмы в цилиндрическом канале / В. М. Лелевкин, Е. П. Пахомов, В. С. Энгельшт // Теплофизика высоких температур. – 1981. – Т. 19, № 2. – С. 253–260.

43. Куперштох А. Л. Моделирование электрического пробоя жидких диэлектриков и гидродинамических течений, возникающих на предпробойной стадии // дис. на д-ра физ.-мат. наук 01.02.05 / Куперштох Александр Леонидович. Институт гидродинамики им. М.А. Лаврентьева СО РАН. – Новосибирск, 2006. – 324 с.

44. Karpov D. I. Dynamic electric strength of liquid perfluorodibutyl ether / D. I. Karpov, A. L. Kupershtokh, E. I. Palchikov // Proceedings 6th Russian-Korean International Symposium on Science and Technology. KORUS-2002 (Cat. No.02EX565) – Novosibirsk, Russia. – 2002. – P. 418–421.
Doi: 10.1109/KORUS.2002.1028054.

45. Ershov A. P. Fluctuation model of liquid dielectrics breakdown with incomplete charge relaxation / A. P. Ershov, A. L. Kupershtokh // Proceedings of 1993 IEEE 11th International Conference on Conduction and Breakdown in Dielectric Liquids (ICDL '93). – Baden-Dattwil, Switzerland. – 1993. – P. 194–198.
Doi: 10.1109/ICDL.1993.593937.

46. Karpov D. I. Models of streamers growth with "physical" time and fractal

characteristics of streamer structures / D. I. Karpov, A. L. Kupershtokh // Conference Record of the 1998 IEEE International Symposium on Electrical Insulation (Cat. No.98CH36239). – Arlington, VA, USA. – 1998. – Vol. 2. – P. 607–610. Doi: 10.1109/ELINSL.1998.694866.

47. Kupershtokh A. L. Propagation of streamer top between electrodes for fluctuation model of liquid dielectrics breakdown / A. L. Kupershtokh // ICDL'96. 12th International Conference on Conduction and Breakdown in Dielectric Liquids. – Roma, Italy. – 1996. – P. 210–213. Doi: 10.1109/ICDL.1996.565425.

48. Klimkin V. F. Statistical lag time in fluctuation model of liquid dielectric breakdown and experimental results / V. F. Klimkin, A. L. Kupershtokh // Proceedings of 1993 IEEE 11th International Conference on Conduction and Breakdown in Dielectric Liquids (ICDL '93) – Baden-Dattwil, Switzerland. – 1993. – P. 395–399. Doi: 10.1109/ICDL.1993.593974.

49. Kupershtokh A. L. Stochastic features of initiation of liquid dielectric breakdown at small area of positive electrode / A. L. Kupershtokh, D. I. Karpov // Proceedings of 1999 IEEE 13th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL'99) (Cat. No.99CH36213). – Nara, Japan. – 1999. – P. 203–206. Doi: 10.1109/ICDL.1999.798906.

50. Medvedev D. A. Dynamics of bubble in dielectric liquid in electric field: Mesoscopic simulation. / D. A. Medvedev, A. L. Kupershtokh, A. A. Bukovets // 2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – Manchester, UK. – 2017. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICDL.2017.8124685.

51. Kupershtokh A. L. Instability of interface between conductive liquid and non-conductive one in electric field / A. L. Kupershtokh, S. M. Ishchenko, A. P. Ershov // ICDL'96. 12th International Conference on Conduction and Breakdown in Dielectric Liquids. – Roma, Italy. – 1996. – P. 107–110. Doi: 10.1109/ICDL.1996.565332.

52. Kupershtokh A. L. Simulations of gas-dynamic flows during streamers propagation at liquid dielectrics breakdowns / A. L. Kupershtokh, D. A. Medvedev // Conference Record of the 1998 IEEE International Symposium on Electrical Insulation (Cat. No.98CH36239). – Arlington, VA, USA. – 1998. – Vol. 2. – P. 611–614.

Doi: 10.1109/ELINSL.1998.694867.

53. Kupershtokh A. L. Stochastic model of streamer growth in dielectric liquids with hydrodynamic expansion of streamer channels / A. L. Kupershtokh, D. I. Karpov // Proceedings of 2002 IEEE 14th International Conference on Dielectric Liquids. ICDL 2002 (Cat. No.02CH37319). – Graz, Austria. – 2002. – P. 111–114. Doi: 10.1109/ICDL.2002.1022706.

54. Karpov D. I. Study of microstructure of dielectric liquid in high electric field / D. I. Karpov, A. L. Kupershtokh // 2014 IEEE 18th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – Bled, Slovenia. – 2014. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICDL.2014.6893149.

55. Kupershtokh A. L. Stochastic model of breakdown initiation in dielectric liquids under AC voltage / A. L. Kupershtokh, E. I. Palchikov, D. I. Karpov, I. Vitellas, D. P. Agoris, V. P. Charalambakos // Proceedings of 2002 IEEE 14th International Conference on Dielectric Liquids. ICDL 2002 (Cat. No.02CH37319). – Graz, Austria. – 2002. – P. 115–118. Doi: 10.1109/ICDL.2002.1022708.

56. 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 // Proceedings of 2002 IEEE 14th International Conference on Dielectric Liquids. ICDL 2002 (Cat. No.02CH37319). – Graz, Austria. – 2002. – P. 45–48. Doi: 10.1109/ICDL.2002.1022690.

57. Karpov D. I. Simulation of the local electric field at the tips of a growing streamer at the breakdown in liquid dielectric / D. I. Karpov, A. L. Kupershtokh, M. V. Zuev // 2017 IEEE 19th International Conference on Dielectric Liquids (ICDL). – Manchester, UK. – 2017. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICDL.2017.8124672.

58. Kupershtokh A. L. Simulations of gas-dynamic flows during streamers propagation at liquid dielectrics breakdowns / A. L. Kupershtokh, D. A. Medvedev // Proceedings of the 1998 IEEE International Symposium on Electrical Insulation. Part 1. – VA, USA. – 1998. – Vol. 2. – P. 611–614.

59. Самусенко А. В. Физическая модель стримера с учетом ветвления // дис. канд. техн. наук: 01.04.13 / Самусенко Андрей Викторович; Ин-т

электрофизики и электроэнергетики РАН. – Санкт-Петербург, 2013. – 171 с.

60. Стишков Ю. К. Электрогидродинамика жидкостей и газов: сходства и различия / Ю. К. Стишков, А. В. Самусенко // Электронная обработка материалов. – 2010. – № 1(261). – С. 30–43.

61. Стишков Ю. К. Компьютерное моделирование коронного разряда в инертном газе / Ю. К. Стишков, А. В. Самусенко // Электронная обработка материалов. – 2008. – № 4(252). – С. 25–37.

62. Стишков Ю. К. Особенности распространения электронных лавин в неоднородных электрических полях / Ю. К. Стишков, А. В. Самусенко // Вестник Санкт-Петербургского университета. Физика и химия. – 2009. – № 3. – С. 36–44.

63. Prilepa K. A. Methods of calculating the air-gap breakdown voltage in weakly and strongly nonuniform fields / K. A. Prilepa, A. V. Samusenko, Y. K. Stishkov // High Temperature. – 2016. – Vol. 54, No. 5. – P. 655–661. Doi: 10.1134/S0018151X16040192.

64. Lowke J. J. A simple model for high-current arcs stabilized by forced convection / J. J. Lowke, H. C. Ludwig // Journal of Applied Physics. – 1975. – Vol. 46, Iss. 8. – P. 3352–3360. Doi: 10.1063/1.322239.

65. Lowke J. J. Predictions of circuit interruption including non-equilibrium electron densities / J. J. Lowke // Journal Physics D: Applied Physics. – 2019. – Vol. 52, No. 46. – P. 464001. Doi: 10.1088/1361-6463/ab399a.

66. Lowke J. J. Prediction of properties of free burning arcs including effects of ambipolar diffusion / L Sansonnens, J Haidar, J. Lowke // Journal Physics D: Applied Physics. – 2000. – Vol. 33, No. 2. – P. 464001. 10.1088/0022-3727/33/2/309/

67. Ramakrishnan S. An approximate model for high-current free-burning arcs / S. Ramakrishnan, A. D. Stokes, J. J. Lowke // Journal Physics D: Applied Physics. – 1978. – Vol. 11, No. 16. – P. 2267. Doi: 10.1088/0022-3727/11/16/014.

68. Lowke J. J. Simple theory of free-burning arcs / J. J. Lowke // Journal Physics D: Applied Physics. – 1979. – Vol. 12, No. 11. – P. 1873. Doi: 10.1088/0022-3727/12/11/016.

69. Tuma D. T. Prediction of properties of arcs stabilized by forced convection

/ D. T. Tuma, J. J. Lowke // *Journal of Applied Physics*. – 1975. – Vol. 46, Iss. 8. – P. 3361–3367. Doi: 10.1063/1.322240.

70. Mitchell R. R. Transient two-dimensional calculations of properties of forced convection-stabilized electric arcs / R. R. Mitchell, D. T. Tuma, J. F. Osterle // *IEEE Transactions on Plasma Science*. – 1985. – Vol. 13, No. 4. – P. 207–220. Doi: 10.1109/TPS.1985.4316401.

71. Richley E. On the determination of particle concentrations in multitemperature plasmas / E. Richley, D. T. Tuma // *Journal of Applied Physics*. – 1982. – Vol. 53, Iss. 12. – P. 8537–8542. Doi: 10.1063/1.330490.

72. Nakamichi Y. Analysis of Electric Arcs in AC Circuits / Y. Nakamichi, D. T. Tuma // *IEEE Power Engineering Review*. – 1983. – Vol. PER-3, No. 3. – P. 28–28. Doi: 10.1109/MPER.1983.5519227.

73. Nakamichi Y. Analysis of Electric Arcs in AC Circuits / Y. Nakamichi, D. T. Tuma // *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. – 1983. – Vol. PAS-102, No. 3. – P. 586–595. Doi: 10.1109/TPAS.1983.317979.

74. Richley E. Mechanisms for Temperature Decay in the Freely Recovering Gas Blast Arc / E. Richley, D. T. Tuma // *IEEE Transactions on Plasma Science*. – 1982. – Vol. 10, No. 1. – P. 2–7. Doi: 10.1109/TPS.1982.4316125.

75. Ragaller K. Similarity Relations for the Electric Arc in Forced Axial Flow / K. Ragaller, D. T. Tuma // *IEEE Transactions on Plasma Science*. – 1981. – Vol. 9, No. 2. – P. 75–79. Doi: 10.1109/TPS.1981.4317394.

76. Richley E. Free Recovery of the Gas-Blast Arc Column / E. Richley, D. T. Tuma // *IEEE Transactions on Plasma Science*. – 1980. – Vol. 8, No. 4. – P.405–410. Doi: 10.1109/TPS.1980.4317348.

77. Tuma D. T. A Comparison of the Behavior of SF₆ and N₂ Blast Arcs Around Current Zero / D. T. Tuma // *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*. – 1980. – Vol. PAS-99, No. 6, P. 2129–2137. Doi: 10.1109/TPAS.1980.319791.

78. Tuma D. T. Current Zero Deformation by Interaction of the Air Blast Arc with the Test Circuit / D. T. Tuma, E. Fong // *IEEE Transactions on Power Apparatus*

and Systems. – 1980. – Vol. PAS-99, No. 3, P. 976–981.
Doi: 10.1109/TPAS.1980.319727.

79. Tuma D. T. The Dependence of the air blast arc characteristics on Electrode position / D. T. Tuma, E. Fong // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1978. – Vol. 6, No. 4. – P. 527–534. Doi: 10.1109/TPS.1978.4317158.

80. El-Akkari F. R. Simulation of transient and zero current behavior of arcs stabilized by forced convection / F. R. El-Akkari, D. T. Tuma // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1977. – Vol. 96, No. 6. – P. 1784–1788. – Doi: 10.1109/T-PAS.1977.32510.

81. Hermann W. Transportfunktionen von Stickstoff bis 26000 °K / W. Hermann, E. Schade // Zeitschrift für Physik A Hadrons and Nuclei. – 1970. – Vol. 233, No. 4. – P. 333–350. Doi: 10.1007/BF01397793.

82. Hermann W. Experimental and theoretical study of a stationary high-current arc in a supersonic nozzle flow / W. Hermann, U. Kogelschatz, L. Niemeyer, K. Ragaller, E. Schade // Journal Physics D: Applied Physics. – 1974. – Vol. 7, No. 12. – P. 1703–1722. Doi: 10.1088/0022-3727/7/12/317.

83. Hermann W. Investigation of a cylindrical, axially blown, high-pressure arc / W. Hermann, U. Kogelschatz, K. Ragaller, E. Schade // Journal Physics D: Applied Physics. – 1974. – Vol. 7, No. 4. – P. 607–619. Doi: 10.1088/0022-3727/7/4/315.

84. Hermann W. Theoretical description of the current interruption in gas blast breakers / W. Hermann, K. Ragaller // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1975. – Vol. 96, No. 5. – P. 1546–1555. Doi: 10.1109/T-PAS.1975.32483.

85. Hermann W. Investigation on the physical phenomena around current zero in HV gas blast breakers / W. Hermann, U. Kogelschatz, L. Niemeyer, K. Ragaller, E. Schade // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1976. – Vol. 95, No. 4. – P. 1165–1176. Doi: 10.1109/T-PAS.1976.32210.

86. Ragaller K. A special transformation of the differential equations describing blown arcs / K. Ragaller, W. Schneider, W. Hermann // Journal of Applied Mathematics and Physics (ZAMP) – 1971. – Vol. 22, No. 5. – P. 920–931. Doi: 10.1007/BF01591820.

87. Ragaller K. Proceedings of the Brown Boveri symposium on current interruption in high-voltage networks held at the Brown Boveri research center. 1st ed. / K. Ragaller; ed. K. Ragaller; Baden, Switzerland: Springer New York, NY. – 1978. – 360 p. Doi: 10.1007/978-1-4757-1685-6.

88. Ragaller K. Über die Wendel-Instabilität konvektionsstabilisierten Hochstrom-Hochdruck-Lichtbogens / K. Ragaller, U. Kogelschatz, W. Schneider // Zeitschrift für Naturforschung A – 1973. – Vol. 28, No. 8. – P. 1321–1328. Doi: 10.1515/zna-1973-0812.

89. Ragaller K. Power/energy: Managing switching arcs: Plasma physics research tells us how to dynamically control arcs in high-power circuit breakers / K. Ragaller, U. Kogelschatz // IEEE Spectrum. – 1980. – Vol. 17, No. 8. – P. 20–25. Doi: 10.1109/MSPEC.1980.6368352.

90. Schade E. Dielectric recovery of an axially blown SF₆-Arc after current zero: part I-experimental investigations / E. Schade, K. Ragaller // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1982. – Vol. 10, No. 3. – P. 141–153. Doi: 10.1109/TPS.1982.4316161.

91. Ragaller K. Dielectric recovery of an axially blown SF₆-Arc after current zero: part II-theoretical investigations / K. Ragaller, W. Egli, K. Brand // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1982. – Vol. 10, No. 3. – P. 154–162. Doi: 10.1109/TPS.1982.4316162.

92. Brand K. Dielectric recovery of an axially blown SF₆-Arc after current zero: part III-comparison of experiment and theory / K. Brand, W. Egli, L. Niemeyer, K. Ragaller, E. Schade // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1982. – Vol. 10, No. 3. – P. 162–172. Doi: 10.1109/TPS.1982.4316163.

93. Browne T. E. A study of A-C arc behavior near current zero by means of mathematical models / T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1948. – Vol. 67, No. 1. P. 141–153. Doi: 10.1109/T-AIEE.1948.5059653.

94. Browne T. E. An approach to mathematical analysis of A-C arc extinction in circuit breakers / T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical

Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems. – 1958. – Vol. 77, No. 3. – P. 1508–1514. Doi: 10.1109/AIEEPAS.1958.4500192.

95. Browne T. E. Practical Modeling of the Circuit Breaker ARC as a Short Line Fault Interrupter / T. E. Browne // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1978. – Vol. PAS-97, No. 3. – P. 838–847. Doi: 10.1109/TPAS.1978.354555.

96. Leeds W. M. The Use of SF₆ for High-Power Arc Quenching / W. M. Leeds, T. E. Browne, A. P. Strom // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems. – 1957. – Vol. 76, No. 3. – P. 906–909. Doi: 10.1109/AIEEPAS.1957.4499685.

97. Browne T. E. Interruption of Capacitance Charging Currents in Sulfur Hexafluoride [includes discussion] / T. E. Browne, A. P. Strom // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems. – 1956. – Vol. 75, No. 3. – P. 1357–1362. Doi: 10.1109/AIEEPAS.1956.4499446.

98. Browne T. E. Dielectric Recovery by an A-C Arc in an Air Blast / T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1946. – Vol. 65, No. 3. P. 169–176. Doi: 10.1109/T-AIEE.1946.5059324.

99. Slepian J. Photographic Study of A-C Arcs in Flowing Liquids / J. Slepian, T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1941. – Vol. 60, No. 8. – P. 823–828. Doi: 10.1109/T-AIEE.1941.5058393.

100. Browne T. E. Extinction of A-C. Arcs in Turbulent Gases / T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1932. – Vol. 51, No. 1. – P. 185–191. Doi: 10.1109/T-AIEE.1932.5056045.

101. Browne T. E. Extinction of Short A-C. Arcs / T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1931. – Vol. 50, No. 4. – P. 1461–1464. Doi: 10.1109/T-AIEE.1931.5055977.

102. Lingal H. J. An Investigation of the Arc-Quenching Behavior of Sulfur Hexafluoride [includes discussion] / H. J. Lingal, A. P. Strom, T. E. Browne // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems. – 1953. – Vol. 72, No. 2. – P. 242–246.

Doi: 10.1109/AIEEPAS.1953.4498627.

103. Browne T. E. A Study of Conduction Phenomena Near Current Zero for an A-C Arc Adjacent to Refractory Surfaces / T. E. Browne, A. P. Strom // Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. – 1951. – Vol. 70, No. 1. – P. 398–409.

Doi: 10.1109/T-AIEE.1951.5060420.

104. Swanson B. W. Arc Cooling and Short Line Fault Interruption / B. W. Swanson, R. M. Roidt, T. E. Browne // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1971. – Vol. PAS-90, No. 3. – P. 1094–1102.

Doi: 10.1109/TPAS.1971.292873.

105. Swanson B. W. The Effect of Gas Dynamics and Properties of SF₆ and Air on Short Line Fault Interruption / B. W. Swanson, R. M. Roidt, T. E. Browne // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1970. – Vol. PAS-89, No. 8. – P. 2033–2042. Doi: 10.1109/TPAS.1970.292788.

106. Botticher W. Untersuchung quasistationärer Lichtbögen hoher Leistung bei starker axialer Gasströmung / W. Botticher, U. Kogelschatz, E. Schade // Zeitschrift für Naturforschung A. – 1972. – Vol. 27, No. 10. – P. 1433–1439.

Doi: 10.1515/zna-1972-1009.

107. Kogelschatz U. Quantitative Schlieren Techniques Applied to High Current Arc Investigations / U. Kogelschatz, W. Schneider // Applied Optics. – 1972. – Vol. 11, No. 8. – P. 1822–1832. Doi: 10.1364/AO.11.001822

108. Kogelschatz U. Application of a Simple Differential Interferometer to High Current Arc Discharges / U. Kogelschatz // Applied Optics. – 1974. – Vol. 13, No. 8. – P. 1749–1752. Doi: 10.1364/AO.13.001749.

109. Kogelschatz U. Optical measuring techniques as a diagnostic aid in circuit-breaker development / U. Kogelschatz, E. Schade, K. Schmidt // Brown Boveri Review. – 1974. – Vol. 61, No. 11. – P. 488–493.

110. Eliasson B. Nonequilibrium volume plasma chemical processing / B. Eliasson, U. Kogelschatz // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1991. – Vol. 19, No. 6. – P. 1063–1077. Doi: 10.1109/27.125031.

111. Claessens M. Simulation of gas flow phenomena in high-voltage self-blast

circuit breakers at heavy fault current interruption / M. Claessens, R. Von Starck, H. G. Thiel // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1997. – Vol. 25, No. 5. – P. 1001–1007. Doi: 10.1109/27.649618.

112. Claessens M. A computational fluid dynamics simulation of high- and low-current arcs in self-blast circuit breakers / M. Claessens, K. Moller, H. G. Thiel // Journal of Physics D: Applied Physics. – 1997. – Vol. 30, No. 13. – P. 1899–1907. Doi: 10.1088/0022-3727/30/13/011.

113. Claessens M. CFD-simulation of high- and low current arcs in a self-blast circuit breaker / M. Claessens, H. G. Thiel // IEE Colloquium on Physics of Power Interruption. – London, UK. – 1995. – P. 8/1–8/3. Doi: 10.1049/ic:19951160.

114. Cassie A. M. Arc rapture and circuit severity: a new theory / A. M. Cassie // Proceedings of Internationale des Grands Reseaux Electriques a Haute Tension. – Paris, France. – 1932. – P. 1–14.

115. Cassie A. M. A new theory of rupture and circuit severity / A. M. Cassie // CIGRE Rep. – 1939. – Vol. 102. – P. 1–10.

116. Mayr O. Beitrag zur théorie der statischen und der dynamischen lichtbogens / O. Mayr // Arch. fur Elektrotechnik. – 1943. – Vol. 37, No. 12. – P. 588–608. Doi: 10.1007/BF02084317.

117. Swanson B. W. Nozzle arc interruption in supersonic flow / B. W. Swanson // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1977. – Vol. 96, No. 5. – P. 1697–1706. Doi: 10.1109/T-PAS.1977.32500.

118. Swanson B. W. Some numerical solutions of the boundary layer equations for an SF6 arc / B. W. Swanson, R. M. Roidt // Proceedings of the IEEE. – 1971. – Vol. 59, No. 4. – P. 493–501. Doi: 10.1109/PROC.1971.8208.

119. Swanson B. W. Boundary Layer Analysis of an SF6 Circuit Breaker Arc / B. W. Swanson, R. M. Roidt // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1971. – Vol. PAS-90, No. 3. – P. 1086–1093. Doi: 10.1109/TPAS.1971.292872.

120. Swanson B. W. Thermal Analysis of an SF6 Circuit Breaker ARC / B. W. Swanson, R. M. Roidt // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1972. – Vol. PAS-91, No. 2. – P. 381–389. Doi: 10.1109/TPAS.1972.293219.

121. Ruchti C. B. Ablation Controlled Arcs / C. B. Ruchti, L. Niemeyer // IEEE Transactions on Plasma Science. – 1986. – Vol. 14, No. 4. – P. 423–434. Doi: 10.1109/TPS.1986.4316570.

122. Niemeyer L. Evaporation Dominated High Current Arcs in Narrow Channels / L. Niemeyer // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. – 1978. – Vol. PAS-97, No. 3. – P. 950–958. Doi: 10.1109/TPAS.1978.354568.

123. Li G. Experience of Capacitive Current Switching of EHV and UHV AC Circuit-breaker in Power System and Test / G. Li, S. L. Yao, C. H. Zhang, P. R. Wang, D. F. Yan // CIGRE Session, A3-111. – Paris, France. – 2020. – P. 1–10.

124. Kim H. K. Interrupting Performance Evaluation of High-Voltage Gas Circuit Breakers Using CFD Simulation and Data Analysis Technique / H. K. Kim, M. J. Ha, J. H. Park, K. B. Seo, S. Y. Woo // CIGRE Session, A3-113. – Paris, France. – 2020. – P. 1–9.

125. Yoon J. H. Development of 362kV 63kA 60Hz Self-Blast Breaker without additional capacitors to prevent ferro-resonance by improving the SLF performance / J. H. Yoon, J. K. Park, H. S. Ahn, J. U. Choi, Y. G. Kim // CIGRE Session, A3-215. – Paris, France. – 2020. – P. 1–10.

126. Adhya S. Health Indexing and Reliability Assessment of EHV SF6 Circuit Breaker / S. Adhya, N. Raj, S. Bhatt // CIGRE Session, A3-10440. – Paris, France. – 2022. – P. 1–12.

127. Adhya S. Health Indexing and Reliability Assessment of EHV SF6 Circuit Breaker / S. Adhya, N. Raj, S. Bhatt // CIGRE Session, A3-10440. – Paris, France. – 2022. – P. 1–12.

128. Hermosillo V. Comparative Continuous and Overload Current Performance of High Voltage Switchgear with SF6 and Alternative Gases / V. Hermosillo, D. Leguizamon-Cabra, M. Catala, L. Darles, C. Gregoire, J. Rodriguez // CIGRE Session, A3-126. – Paris, France. – 2022. – P. 1–10.

129. Smeets R. Switching in Electrical Transmission and Distribution Systems / R. Smeets, L. Sluis, M. Kapetanovic, D. Peelo, A. Janssen; Chichester, United Kingdom: John Wiley & Sons, Ltd. – 2015. – 425 p.

130. Smeets R. Evaluation of high-voltage circuit breaker performance with a validated arc model / R. Smeets, V. Kertész // IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution. – 2000. – Vol. 147, No. 2. – P. 121–125. Doi: 10.1049/ip-gtd:20000238.

131. Smeets R. A new arc parameter database for characterisation of short-line fault interruption capability of high-voltage circuit breakers / R. Smeets, V. Kertész // CIGRE Session, A3-110. – Paris, France. – 2006. – P. 1–8.

132. Kapetanovic M., Smeets R. P. P, van der Sluis L., Knol P. High voltage circuit breakers / M. Kapetanovic, R. Smeets, L. Sluis, P. Knol; Sarajevo, Bosnia and Herzegovina: ETF. – 2011. – 648 p.

133. Iordanidis A. A. Simulation of ablation ARCS in realistic nozzles / A. A. Iordanidis, C. M. Franck // GD 2008 - 17th International Conference on Gas Discharges and Their Applications. – Cardiff, UK. – 2008. – P. 209–212.

134. Iordanidis A. A. Self-consistent radiation-based simulation of electric arcs: II. Application to gas circuit breakers / A. A. Iordanidis, C. M. Franck // Journal Physics D: Applied Physics. – 2008. – Vol. 41, No. 13. – P. 135206. Doi: 10.1088/0022-3727/41/13/135206

135. Pietrzak P. Wear of the Arcing Contacts and Gas Under Free Burning Arc in SF₆ Alternatives / P. Pietrzak, M. Perret, M. Boening, S. Glomb, R. Kurte, C. M. Franck // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2023. – Vol. 38, No. 3. – P. 2133–2140. Doi: 10.1109/TPWRD.2023.3234364.

136. Engelbrecht J. Cu/W Electrode Ablation and Its Influence on Free-Burning Arcs in SF₆ Alternatives / J. Engelbrecht, P. Pietrzak, C. M. Franck // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2022. – Vol. 50, No. 10. – P. 3715–3724. Doi: 10.1109/TPS.2022.3203007.

137. Hösl A. Positive synergy of SF₆ and HFO1234ze(E) / A. Hösl, J. Pachin, E. Egüz, A. Chachereau, C. M. Franck // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2020. – Vol. 27, No. 1. – P. 322–324. Doi: 10.1109/TDEI.2019.008406.

138. Bort L. S. J. Effects of nozzle and contact geometry on arc voltage in gas circuit-breakers / L. S. J. Bort, C. M. Franck // 2016 IEEE International Conference on

High Voltage Engineering and Application (ICHVE). – Chengdu, China. – 2016. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICHVE.2016.7800700.

139. Walter M. M. Optimal Test Current Shape for Accurate Arc Characteristic Determination / M. M. Walter and C. M. Franck. // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2014. – Vol. 29, No. 4. – P. 1798–1805. Doi: 10.1109/TPWRD.2013.2297400.

140. Mantilla J. D. Measurements and Simulations of Cold Gas Flows in High Voltage Gas Circuit Breakers Geometries / J. D. Mantilla, C. M. Franck, M. Seeger // Conference Record of the 2008 IEEE International Symposium on Electrical Insulation. – Vancouver, BC, Canada. – 2008. – P. 720–723. Doi: 10.1109/ELINSL.2008.4570431.

141. Ye X. CFD simulation of heat transfer and gas mixing in exhaust parts of high-voltage circuit breaker / X. Ye, A. Dahlquist, J. Abrahamsson, C. Franck // Conference Record of the 2008 IEEE International Symposium on Electrical Insulation. – Vancouver, BC, Canada. – 2008. – P. 445–448. Doi: 10.1109/ELINSL.2008.4570369.

142. Kosse S. MHD simulation of moving arcs / S. Kosse, M. Wendt, D. Uhrlandt, K. Weltmann, C. Franck // 2007 16th IEEE International Pulsed Power Conference. – Albuquerque, NM, USA. – 2007. – P. 1013–1017. Doi: 10.1109/PPPS.2007.4652361.

143. S. Kosse MHD Simulations of a Moving Arc in SF₆ Gas / S. Kosse, M. Wendt, D. Uhrlandt, K. Weltmann, C. Franck // 2007 IEEE 34th International Conference on Plasma Science (ICOPS). – Albuquerque, NM, USA. – 2007. – P. 655–655. Doi: 10.1109/PPPS.2007.4345961.

144. Basse N. P. Thermal interruption performance and fluctuations in high voltage gas circuit breakers / N. P. Basse, M. Seeger, C. M. Franck, T. Votteler // The 33rd IEEE International Conference on Plasma Science, ICOPS 2006. – Traverse City, MI, USA. – 2006. – P. 86–86. Doi: 10.1109/PLASMA.2006.1706958.

145. Dhotre M. T. CFD Simulation of the Flow Reversal Transient in a High Voltage Circuit Breaker / M. T. Dhotre, M. Seeger // 2023 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC). – Quebec City, QC, Canada. – 2023. – P. 1–4. Doi: 10.1109/EIC55835.2023.10177221.

146. Dhotre M. T. CFD simulation and prediction of breakdown voltage in high voltage circuit breakers / M. T. Dhotre, X. Ye, M. Seeger, M. Schwinne, S. Kotilainen // 2017 IEEE Electrical Insulation Conference, EIC 2017. – Baltimore, MD, USA. – 2017. – P. 201–204. Doi: 10.1109/EIC.2017.8004627.

147. Bujotzek M. Parameter dependence of gaseous insulation in SF₆ / M. Bujotzek, M. Seeger // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2013. – Vol. 20, No. 3. – P. 845–855. Doi: 10.1109/TDEI.2013.6518954.

148. Kurz A. Modeling of the dielectric recovery of hot air in insulating nozzles / A. Kurz, P. G. Nikolic, M. Seeger, D. Eichhoff, A. Schnettler // 2012 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). – San Diego, CA, USA. – 2012. – P. 374–377. Doi: 10.1109/IPMHVC.2012.6518758.

149. Simka P. Experimental investigation of the dielectric strength of hot SF₆ / P. Simka, M. Seeger, T. Votteler, M. Schwinne. // 2012 IEEE 10th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials. – Bangalore, India. – 2012. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICPADM.2012.6319001.

150. Bini R. Measurements and simulation of the dielectric recovery in a SF₆ circuit breaker / R. Bini, N. Mahdizadeh, M. Seeger, T. Votteler // 2008 17th International Conference on Gas Discharges and Their Applications. – Cardiff, UK. – 2008. – P. 113–116.

151. Seeger M. Formative time lag and breakdown in SF₆ at small protrusions / M. Seeger, M. Bujotzek, L. Niemeyer // 2008 17th International Conference on Gas Discharges and Their Applications. – Cardiff, UK. – 2008. – P. 317–320.

152. Basse N. P. Quantitative Analysis of Gas Circuit Breaker Physics Through Direct Comparison of 3-D Simulations to Experiment / N. P. Basse, M. M. Abrahamsson, M. Seeger, T. Votteler // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2008. – Vol. 36, No. 5. P. 2566–2571. Doi: 10.1109/TPS.2008.2004235.

153. Tepper J. Investigation on Erosion of Cu/W Contacts in High-Voltage Circuit Breakers / J. Tepper, M. Seeger, T. Votteler, V. Behrens, T. Honig. // IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies. – 2006. – Vol. 29, No. 3. – P. 658–665. Doi: 10.1109/TCAPT.2006.880476.

154. Smajkic A. Universal approach to gas flow and pressure rise calculation in HV circuit breaker chambers / A. Smajkic, A. Hajdarovic, B. Bosovic, M. Kapetanovic, K. Kim, M. Kim // 2017 4th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST). – Xi'an, China. – 2017. – P. 20–23. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2017.8188789.

155. Beslija D. Calculation of the pressure rise caused by internal arc faults in HV metal-enclosed SF6 GIS / D. Beslija, S. Delic, M. Kapetanovic, D. Gorenc // 2016 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). – San Francisco, CA, USA. – 2016. – P. 213–218. Doi: 10.1109/IPMHVC.2016.8012792.

156. Delic S. Capacitive current breaking capability estimation for a 145 kV 40 kA GIS circuit breaker / S. Delic, D. Bešlija, D. Gorenc, A. Hajdarovic, M. Kapetanovic // 2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST). – Busan, Korea (South). – 2015. – P. 74–78. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2015.7368412.

157. Muratovic M. Nozzle ablation model: Calculation of nozzle ablation intensity and its influence on state of SF6 gas in thermal chamber / M. Kapetanovic, A. Ahmethodzic, S. Delic, W. Suh // Proceedings of IEEE International Conference on Solid Dielectrics, ICSD. – Bologna, Italy. – 2013. – P. 692–697. Doi: 10.1109/ICSD.2013.6619901

158. Beslija D. Enhanced Method for Pressure Rise Calculation in SF6 GIS Due to Fault Arcs / D. Beslija, D. Gorenc, M. Muratovic, M. Kapetanovic // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2020. – Vol. 35, No. 4. – P. 1619–1624. Doi: 10.1109/TPWRD.2019.2947869.

159. Smajkic A. Determination of Discharge Coefficients for Valves of High Voltage Circuit Breakers / A. Smajkic, B. B. Hadzovic, M. Muratovic, M. H. Kim, M. Kapetanovic // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2020. – Vol. 35, No. 3. – P. 1278–1284. Doi: 10.1109/TPWRD.2019.2939746.

160. Kim M. Improvement of Dielectric Recovery Performance for Self Blast Circuit Breaker / M. Kim, K. Kim, H. Jeong, A. Smajkic, M. Muratovic, M. Kapetanovic // 2019 5th International Conference on Electric Power Equipment - Switching

Technology (ICEPE-ST). – Kitakyushu, Japan. – 2019. – P. 30–33.
Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2019.8928775.

161. Kim K. Simulation of pressure relief valve movement in the compression volume of a self-blast interrupter / K. Kim, M. Kim, M. C. Kang, M. Muratovic, M. Kapetanovic // 2017 4th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST). – Xi'an, China. – 2017. – P. 651–655.
Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2017.8188931.

162. Bosovic B. Simulation and validation of pressure rise in a HV circuit breaker with SF₆ and alternative interrupting media / B. Bosovic, A. Smajkic, M. Muratovic, M. Kapetanovic, M. Kim, K. Kim // 2017 4th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST). – Xi'an, China. – 2017. – P. 76–79. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2017.8188799.

163. Muratovic M. Criteria for successful short circuit current interruption on a real 245 kV 40/50 kA SF₆ circuit breaker / M. Muratovic, A. Smajkic, K. Kim, M. Kim, M. Kapetanovic, A. Ahmethodzic // 2015 3rd International Conference on Electric Power Equipment – Switching Technology (ICEPE-ST). – Busan, Korea (South). – 2015. – P. 54–59. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2015.7368414.

164. Delie S. New approach to breakdown voltage estimation after interruption of capacitive currents / S. Delie, D. Bešlija, M. Muratovic, M. Kim, M. Kapetanovic, H. Zildzo // 2014 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). – Santa Fe, NM, USA. – 2014. – P. 462–465.
Doi: 10.1109/IPMHVC.2014.7287311.

165. Kim M. Influence of contact erosion on the state of SF₆ gas in interrupter chambers of HV SF₆ circuit breakers / M. Kim, K. Kim, A. Smajkic, M. Kapetanovic, M. Muratovic // 2014 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). – Santa Fe, NM, USA. – 2014. – P. 466–469.
Doi: 10.1109/IPMHVC.2014.7287312.

166. Muratovic M. Pressure distribution along the nozzle of a HV SF₆ circuit breaker / M. Muratovic, S. Delic, A. Hajdarovic, M. Kapetanovic, Y. Guan // 2014 IEEE International Power Modulator and High Voltage Conference (IPMHVC). – Santa Fe,

NM, USA. – 2014. – P. 470-473. Doi: 10.1109/IPMHVC.2014.7287313.

167. Muratovic M. Simulations of an improved operating mechanism for high voltage SF6 GIS circuit breaker / M. Muratovic, M. Kapetanovic, S. Delic, S. Staszak, Z. Janiak // 2014 ICHVE International Conference on High Voltage Engineering and Application. – Poznan, Poland. – 2014. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICHVE.2014.7035377.

168. Muratovic M. Modelling of high voltage SF6 circuit breaker reliability based on Bayesian statistics / M. Muratovic, K. Sokolija, M. Kapetanovic // 2013 7th IEEE GCC Conference and Exhibition (GCC). – Doha, Qatar. – 2013. – P. 303–308. Doi: 10.1109/IEEEGCC.2013.6705794.

169. Ahmethodzic A. et al. Linking a physical arc model with a black box arc model and verification / A. Ahmethodzic, M. Kapetanovic, K. Sokolija, R. Smeets, V. Kertesz // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2011. – Vol. 18, No. 4. – P. 1029–1037. Doi: 10.1109/TDEI.2011.5976092.

170. Ahmethodzic A. Computer simulation of high-voltage SF6 circuit breakers: Approach to modeling and application results / A. Ahmethodzic, M. Kapetanovic, Z. Gajic // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2011. – Vol. 18, No. 4. – P. 1314–1322. Doi: 10.1109/TDEI.2011.5976133.

171. Park J. H. Development and Validation of Integrated High Voltage Gas Circuit Breaker Analysis Code / J. H. Park, M. J. Ha, S. H. Park // Journal of Electrical Engineering & Technology. – 2021. – Vol. 16, No. 6. – P. 3179–3188. Doi: 10.1007/s42835-021-00794-6.

172. Park J. H. Experimental and Numerical Studies of Nozzle Ablation and Geometric Change in Real Gas Circuit Breakers / J. H. Park, M. J. Ha // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2022. – Vol. 37, No. 6. – P. 4506–4514. Doi: 10.1109/TPWRD.2022.3150111.

173. Park J. H. CFD analysis of Arc-Flow interaction in a high-voltage gas circuit breaker using an overset method / J. H. Park, K. Kim, C. Yeo, H. Kim // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2014. – Vol. 42, No. 1. – P. 175–184. Doi: 10.1109/TPS.2013.2288102.

174. Pei Y. Computer Simulation of Fundamental Processes in High Voltage

Circuit Breakers Based on an Automated Modelling Platform: Ph. D Thesis / Yuqing Pei. – The University of Liverpool, Liverpool. – 2014. – 199 p.

175. Liu J. Modelling and Simulation of Air and SF₆ Switching Arcs in High Voltage Circuit Breakers: Ph. D Thesis / Jian Liu. – The University of Liverpool, Liverpool. – 2016. – 235 p.

176. Mori T. Development of Gas Circuit Breaker Chambers with Low Operating Energy Based on Gas-Flow Simulation: Ph. D Thesis / Tadashi Mori. – Nagoya University, Nagoya. – 2011. – 157 p.

177. Tanaka Y. Transient behavior of an SF₆ post-arc channel on high current arc interruption: Ph. D Thesis / Tanaka Yasunori. – Nagoya University, Nagoya. – 1998. – 174 p.

178. Bai S. Arc Shape and Arc Temperature Measurements in SF₆ High-Voltage Circuit Breakers Using a Transparent Nozzle / S. Bai, H. Luo, Y. Guan, W. Liu // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2018. – Vol. 46, No. 6. – P. 2120–2125. Doi: 10.1109/TPS.2018.2834735.

179. Bai S. Arc temperature profile measurement and characteristic analysis on an SF₆ high-voltage CB / S. Bai, Y. Guan, H. Luo, W. Liu // IET Generation, Transmission & Distribution. – 2018. – Vol. 12, No. 12. – P. 3046–3051. Doi: 10.1049/iet-gtd.2017.1792.

180. Chen Z. Numerical Simulation of Acoustic Wave Generated by the AC Arc / Z. Chen, X. Zou, H. Li, H. Luo, X. Wang // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2019. – Vol. 47, No. 8. – P. 4136–4141. Doi: 10.1109/TPS.2019.2924370.

181. Zhong L. Evaluation of Arc Quenching Ability for a Gas by Combining 1-D Hydrokinetic Modeling and Boltzmann Equation Analysis / L. Zhong, Y. Cressault, P. Teulet // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2019. – Vol. 47, No. 4. – P. 1835–1840. Doi: 10.1109/TPS.2019.2898696.

182. Zhong L. An improved method for fast evaluating arc quenching performance of a gas based on 1D arc decaying model / L. Zhong, Q. Gu, S. Zheng // Physics of Plasmas. – 2019. – Vol. 26, No. 10. – P. 103507. Doi: 10.1063/1.5127274.

183. Zhong L. Comparison of dielectric breakdown properties for different

carbon-fluoride insulating gases as SF6 alternatives / L. Zhong, J. Wang; X. Wang; M. Rong // AIP Advances. – 2018. – Vol. 8, No 8. – P. 085122. Doi: 10.1063/1.5043516.

184. Popovtsev V. V. Fluid Dynamics Calculation in SF6 Circuit Breaker during Breaking as a Prerequisite for the Digital Twin Creation / V. V. Popovtsev, A. I. Khalyasmaa, Y. V. Patrakov // Axioms. – 2023. – Vol. 12, No 7. – P. 623. Doi: 10.3390/axioms12070623.

185. Chernoskutov D. Analysis of SF6 Circuit Breakers Failures Related to Missing Current Zero-Part I / D. Chernoskutov, V. Popovtsev, S. Sarapulov // 2020 Ural Smart Energy Conference (USEC). – Ekaterinburg, Russia. – 2020. – P. 51–54. Doi: 10.1109/USEC50097.2020.9281268.

186. Chernoskutov D. Analysis of SF6 Circuit Breakers Failures Related to Missing Current Zero-Part II / D. Chernoskutov, V. Popovtsev, S. Sarapulov // 2020 Ural Smart Energy Conference (USEC). – Ekaterinburg, Russia. – 2020. – P. 55–58. Doi: 10.1109/USEC50097.2020.9281229.

187. Поповцев В. В. Численное моделирование взаимодействия дуги отключения с потоком элегаза в автокомпрессионном дугогасительном устройстве элегазового выключателя 110 кВ / В. В. Поповцев, А. И. Хальясмаа, Ю. В. Патраков // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2023. – Т. 23, № 2. С. 30–45. Doi: 10.14529/power230203%20.

188. Поповцев В. В. Моделирование газодинамических процессов при отключении элегазового выключателя / В. В. Поповцев, Ю. В. Патраков, В. В. Демкович // Электротехнические комплексы и системы: материалы Международной научно-практической конференции: в 2 томах. – Уфа, Россия. – 2022. – С. 327–341.

189. Демкович В. В. Исследование альтернативных экологичных дугогасящих сред в качестве замены элегазу в коммутационных высоковольтных аппаратах: статья в сборнике статей / В. В. Демкович В. В. Поповцев // Актуальные проблемы развития технических наук: сборник статей участников XXV Областного конкурса научно-исследовательских работ «Научный Олимп» по направлению «Технические науки». – Екатеринбург, Россия. – 2022. –

С. 46–51.

190. Патраков Ю. В. Моделирование мультифизических процессов при коммутации элегазового выключателя как предпосылка к созданию цифрового двойника: статья в сборнике статей / Ю. В. Патраков, В. В. Поповцев // Актуальные проблемы развития технических наук: сборник статей участников XXV Областного конкурса научно-исследовательских работ «Научный Олимп» по направлению «Технические науки». – Екатеринбург, Россия. – 2022. – С. 28–33.

191. Горюшин Ю. А. Проблема токов короткого замыкания в Московской энергосистеме и пути ее решения / Ю. А. Горюшин, Ю. А. Тихонов, Ю. Г. Шакарян, Н. Н. Утц // Энергия единой сети. – 2013. – №1 (6). – С. 51–55.

192. Смитс Р. П. П. (Smeets R. P. P.). Влияние растущих токов короткого замыкания на оборудование передачи и распределения электроэнергии / Р.П.П. Смитс (R. P. P. Smeets) // Энергия единой сети. – 2013. – №4 (9). – С. 33–43.

193. Kuchler A. High Voltage Engineering. Fundamentals – Technology – Applications / A. Kuchler; Schweinfurt, Germany: Springer-Verlag GmbH Germany. – 2018. – 650 p.

194. Агафонов Г. Е. Электрические аппараты высокого напряжения с элегазовой изоляцией / Г. Е. Агафонов, И. В. Бабкин, Б. Е. Берлин [и др.]; под ред. Ю. И. Вишневого; Санкт-Петербург, Россия: Энергоатомиздат. Санкт-Петербургское отд-ние. – 2002. – 728 с.

195. Полтев А. И. Конструкции и расчет элегазовых аппаратов высокого напряжения / А. И. Полтев; под ред. Ю. В. Долгополова; Ленинград, СССР: Энергия, Ленинградское отделение. – 1979. – 240 с.

196. ГОСТ Р 52565-2006. Выключатели переменного тока на напряжения от 3 до 750 кВ. Общие технические условия: утвержден и введен в действие Приказом Федерального агентства по техническому регулированию и метрологии от 23 августа 2006 г. N 170-ст. / М: ФГУП «Стандартинформ», 2007. – 91 с.

197. IEC 62271-110:2023. High-voltage switchgear and controlgear - Part 110: Inductive load switching / Geneva, Switzerland: International Electrotechnical

Commission (IEC), 2023. – 90 p.

198. IEC 62271-100:2021. High-voltage switchgear and controlgear - Part 100: High-voltage alternating-current circuit-breakers / Geneva, Switzerland: International Electrotechnical Commission (IEC), 2021. – 600 p.

199. Li Y. Eco-friendly gas insulating medium for next-generation SF₆-free equipment / Y. Li; S. Tian; L. Zhong [et al.] // *iEnergy*. – 2023. – Vol. 2, No. 1. – P. 14–42. Doi: 10.23919/IEN.2023.0001.

200. Popovtsev V. Research of Alternative Arc Extinguishing and Insulating Gas Media to SF₆ / V. Popovtsev, E. Muraveva, E. Rummyantseva, Y. Patrakov // 2023 Belarusian-Ural-Siberian Smart Energy Conference (BUSSEC). – Ekaterinburg, Russian Federation. – 2023. – P. 156–159. Doi: 10.1109/BUSSEC59406.2023.10296250.

201. Khalyasmaa A. I. Improvement of short-circuit calculation results reliability for large electric power systems / A. I. Khalyasmaa, S. A. Eroshenko, K. A. Zinovyev [et al.] // 2019 Electric Power Quality and Supply Reliability Conference (PQ) & 2019 Symposium on Electrical Engineering and Mechatronics (SEEM). – Kärđla, Estonia. – 2019. – P. 1–6. Doi: 10.1109/PQ.2019.8818262.

202. Ерошенко С. А. Расчет токов коротких замыканий в энергосистемах. Учебное пособие. / С. А. Ерошенко, А. О. Егоров, М. Д. Сенюк [и др]; под ред. С. Н. Шелюг; Екатеринбург, Россия: Издательство Уральского университета. – 2019. – 104 с.

203. Yang Q. A New Vibration Analysis Approach for Detecting Mechanical Anomalies on Power Circuit Breakers / Q. Yang, J. Ruan, Z. Zhuang, D. Huang, Z. Qiu // *IEEE Access*. – 2019. – Vol. 7. – P. 14070–14080. Doi: 10.1109/ACCESS.2019.2893922.

204. Zhou Y. X. Failure analysis of arc ablated tungsten-copper electrical contacts / Y. X. Zhou, Y. L. Xue, K. Zhou // *Vacuum* – 2019. – Vol. 164. – P. 390–395. Doi: 10.1016/j.vacuum.2019.03.052.

205. Gao W. Mechanical Faults Diagnosis of High-Voltage Circuit Breaker via Hybrid Features and Integrated Extreme Learning Machine / W. Gao, R. Wai, S. Qiao,

M. Guo // IEEE Access. – 2019. – Vol. 7. – P. 60091–60103.
Doi: 10.1109/ACCESS.2019.2915252.

206. Ma S. High-Voltage Circuit Breaker Fault Diagnosis Using a Hybrid Feature Transformation Approach Based on Random Forest and Stacked Autoencoder / S. Ma, M. Chen, J. Wu, Y. Wang, B. Jia, Y. Jiang // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2019. – Vol. 66, No. 12. – P. 9777–9788.
Doi: 10.1109/TIE.2018.2879308.

207. Ji T. Multi-mapping fault diagnosis of high voltage circuit breaker based on mathematical morphology and wavelet entropy / T. Ji; L. Yi; W. Tang; M. Shi; Q. H. Wu // CSEE Journal of Power and Energy Systems. – 2019. – Vol. 5, No. 1. – P. 130–138. Doi: 10.17775/CSEEJPES.2017.01060.

208. Bagherpoor A. Online condition assessment of interruption chamber of gas circuit breakers using arc voltage measurement / A. Bagherpoor, S. Rahimi-Pordanjani, A. Razi-Kazemi, K. Niayesh // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2017. – Vol. 32, No. 4. – P. 1776–1783. Doi: 10.1109/TPWRD.2016.2597302.

209. Srisupha M. Diagnostic of circuit breaker interrupter by means of a frequency response analysis / M. Srisupha, C. Hille // The 8th Electrical Engineering/ Electronics, Computer, Telecommunications and Information Technology (ECTI) Association of Thailand - Conference 2011. – Khon Kaen, Thailand. – 2011. – P. 653–656. Doi: 10.1109/ECTICON.2011.5947924.

210. Yang R. Influence of Arcing Contacts Erosion on Decomposition Products under Arc Discharge in SF₆ Circuit Breaker / R. Yang, M. Xu, J. Yan, Y. Geng // Proceedings of the 2019 5th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology: Frontiers of Switching Technology for a Future Sustainable Power System, ICEPE-ST 2019. – Kitakyushu, Japan. – 2019. – P. 38–41.
Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2019.8928906.

211. Park S. H. Evaluation on short line fault breaking performance of SF₆ gas circuit breaker considering effects of ablated nozzle vapor / S. H. Park, H. K. Kim, C. Y. Bae, H. K. Jung // IEEE Transactions on Magnetics. – 2009. – Vol. 45, No. 3. – P. 1836–1839. Doi: 10.1109/TMAG.2009.2012805.

212. Schavemaker P. H. An improved Mayr-type arc model based on current-zero measurements / P. H. Schavemaker, L. van der Sluis // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2000. – Vol. 15, No. 2. – P 580–584. Doi: 10.1109/61.852988.

213. Ohtaka T. Novel Black-Box Arc Model Validated by High-Voltage Circuit Breaker Testing / T. Ohtaka, V. Kertész, R. Smeets // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2018. – Vol. 33, No. 4. – P. 1835–1844. Doi: 10.1109/TPWRD.2017.2764108.

214. Синкевич О. А. Физика плазмы (стационарные процессы в частично ионизованном газе): Учеб. пособие для вузов / О. А. Синкевич, И. П. Стаханов; под ред. С. А. Крылов; Москва, Россия: Высшая школа. – 1991. – 191 с.

215. Чередниченко В. С. Плазменные электротехнологические установки. 3-е изд. / В. С. Чередниченко, А. С. Аньшаков, М. Г. Кузьмин; под ред. В. С. Чередниченко; Новосибирск, Россия: Изд-во НГТУ. – 2011. – 601 с.

216. Boulos M. I. Handbook of Thermal Plasmas / M. I. Boulos, P. L. Fauchais, E. Pfender; Cham, Switzerland: Springer Cham. – 2020. – 1500 p. Doi: 10.1007/978-3-319-12183-3.

217. Климонтович Ю. Л. Кинетическая теория неидеального газа и неидеальной плазмы / Ю. Л. Климонтович; под ред. Л. П. Русакова; Москва, СССР: Наука. – 1975. – 352 с.

218. Иванов М. Ф. Численное моделирование динамики газов и плазмы методами частиц: Учеб. пособие / М. Ф. Иванов, В. А. Гальбурт; под ред. О. П. Котова; Москва, Россия: МФТИ. – 2000. – 168 с.

219. Fridman A. Plasma Physics and Engineering. Second edition. / A. Fridman, A. L. Kennedy; Boca Raton, FL, USA: Taylor and Francis Group, LLC. – 2011. – 875 p.

220. Kuroda M. Evaluation of Dielectric Interruption Performance in Gas Circuit Breaker with Ablated PTFE/BN Vapor / M. Kuroda; H. Urai; M. Terada [et al.] // Proceedings of the 2019 5th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology: Frontiers of Switching Technology for a Future Sustainable Power System, ICEPE-ST 2019. – Kitakyushu, Japan. – 2019. – P. 551–554. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2019.8928849.

221. Jianying Z. Research on Parameters Optimization of High Voltage Circuit Breaker Nozzle Based on Image Recognition and Deep Learning / Z. Jianying, W. Zhijun, Z. Bo, Y. Yongqi, L. Yapei // IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering. – 2021. – Vol. 16, No. 4. – P. 496–504. Doi: 10.1002/tee.23322.

222. Kwak C. S. Bezier curve-based shape optimization of SF₆ gas circuit breaker to improve the dielectric withstanding performance for both medium and maximum arcing time / C. S Kwak., H. K. Kim., S. H. Lee // 2017 4th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST) – Xi'an, China. – 2017. – P. 61–65. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2017.8188797.

223. Bang B. H. Prediction and improvement of dielectric breakdown between arc contacts in Gas circuit breaker / B. H. Bang, Y. S. Lee, J. U. Choi, H. S. Ahn, S. W. Park // 2013 2nd International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST). – Matsue, Japan. – 2013. – P. 1–4. Doi: 10.1109/ICEPE-ST.2013.6804354.

224. Homae O. Prestrike modeling in SF₆ circuit breakers / O. Homae, A. Gholami // International Journal of Electrical Power & Energy Systems. – 2020. – Vol. 114. – P. 105385. Doi: 10.1016/j.ijepes.2019.105385.

225. Zhang H. Application of arc breaking simulation in development of extra high voltage SF₆ circuit breaker / H. Zhang, Y. Yao, Z. Wang, B. Zhang, X. Hao, Y. Liu, Y. Du // The 16th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2020). – Online Conference. – 2020. – P. 842–845. Doi: 10.1049/icp.2020.0405.

226. Ha M. Influence of PTFE ablation on the performance of high voltage self-blast circuit breaker / M. Ha, J. Kim, C. Yeo, K. Kweon // 2009 Transmission & Distribution Conference & Exposition: Asia and Pacific. – Seoul, Korea (South). – 2009. – P. 1–4. Doi: 10.1109/TD-ASIA.2009.5356810.

227. Zhang J. Influence of DC component of short-circuit current on arc characteristics during the arcing period / J. Zhang, J. Lan, L. Tian // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2014. – Vol. 29, No. 1. – P. 81–87. Doi: 10.1109/TPWRD.2013.2287380.

228. Choi Y. K. Arc Gas-Flow Simulation Algorithm Considering the Effects of

Nozzle Ablation in a Self-Blast GCB / Y. K. Choi, J. K. Shin // IEEE Transactions on Power Delivery. – 2015. – Vol. 30, No. 4. – P. 1663–1668. Doi: 10.1109/TPWRD.2015.2403413.

229. Zhang J. L. Investigation of the effects of pressure ratios on arc behavior in a supersonic nozzle / J. L. Zhang, J. D. Yan, M. T. C. Fang // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2000. – Vol. 28, No. 5. – P. 1725–1734. Doi: 10.1109/27.901260.

230. Park Y. Plasma arc simulation of high voltage circuit breaker with a hybrid 2D/3D model / Y. Park, T. Song // 2022 6th International Conference on Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST). – Seoul, Korea. – 2022. – P. 190–193. Doi: 10.1109/ICEPE-ST51904.2022.9757101.

231. Овсянников Л. В. Групповые свойства дифференциальных уравнений / Л. В. Овсянников; Новосибирск, СССР: Изд-во СО АН СССР. – 1962. – 240 с.

232. Versteeg H. K. An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method / H. K. Versteeg, W. Malalasekera; New York, USA: Longman Scientific&Technical. – 1995. – 267 p.

233. Najm H. N. Uncertainty quantification and polynomial chaos techniques in computational fluid dynamics / H. N. Najm // Annual Review of Fluid Mechanics. – 2009. – Vol. 41. – P. 35–52. Doi: 10.1146/annurev.fluid.010908.165248.

234. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа: учебник для ВУЗов. 7-е изд. / Л. Г. Лойцянский; Москва, Россия: Дрофа. – 2003. – 840 с.

235. Batchelor G. K. An Introduction to Fluid Dynamics / G. K. Batchelor; New York, USA: Cambridge University Press. – 2012. – 658 p. Doi: 10.1017/CBO9780511800955.

236. Wilcox D. C. Turbulence Modeling for CFD, 3rd Ed. / D. C. Wilcox; La Cañada, USA: DCW Industries. – 2006. – 522 p.

237. Gonzalez J. PTFE Vapor Contribution to Pressure Changes in High-Voltage Circuit Breakers / J. Gonzalez, P. Freton, F. Reichert, A. Petchanka // IEEE Transactions on Plasma Science. – 2015. – Vol. 43, No. 8. – P. 2703–2714. Doi: 10.1109/TPS.2015.2450536.