

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего образования
«Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого»

На правах рукописи



Гришин Николай Васильевич

РАСЧЕТНОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИНДУКТИВНЫХ
СОПРОТИВЛЕНИЙ ШЕСТИФАЗНЫХ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ
ДЛЯ АНАЛИЗА ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ

Специальность 05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель:

доктор технических наук,
профессор

Сидельников Борис Викторович

доктор технических наук,
профессор

Коровкин Николай Владимирович

Санкт-Петербург – 2019 г.

Оглавление

Введение	5
Глава 1 Аспекты применения шестифазных турбогенераторов на электростанциях. Выбор объекта исследования и принимаемых допущений	13
1.1 Современное состояние и перспективы развития конструкций турбогенераторов предельной мощности	13
1.2 Исторический обзор применения турбогенераторов с двойными обмотками статора	19
1.3 Обзор работ, посвященных мощным шестифазным турбогенераторам	23
1.4 Объект исследования	31
1.5 Принимаемые допущения	32
1.6 Выводы по главе	33
Глава 2 Математическое описание шестифазного турбогенератора	35
2.1 Дифференциальные уравнения напряжений в фазных координатах	35
2.2 Индуктивности, входящие в выражения для потокосцеплений	38
2.3 Преобразование уравнений к координатам, вращающимся вместе с ротором	46
2.4 Уравнение движения ротора	50
2.5 Система относительных единиц	52
2.6 Индуктивные сопротивления статора, обусловленные полями взаимоиндукции и рассеяния отдельных контуров	57
2.7 Уравнения шестифазного генератора в относительных единицах	59
2.8 Решение системы уравнений операторным методом для упрощенных задач	61
2.9 Выводы по главе	68
Глава 3 Расчетная оценка составляющих индуктивного сопротивления рассеяния статора шестифазного турбогенератора	70
3.1 Систематизация параметров	70

3.2 Индуктивное сопротивление рассеяния фазы.....	72
3.3 Индуктивное сопротивление собственного рассеяния	88
3.4 Индуктивное сопротивление нулевой последовательности.....	88
3.5 Результаты расчетной оценки индуктивных сопротивлений обмотки статора.....	90
3.6 Отдельные составляющие индуктивных сопротивлений рассеяния.....	93
3.7 Оценка индуктивных сопротивлений рассеяния по результатам численного расчета электромагнитного поля.....	95
3.8 Сопоставление параметров трех- и шестифазных турбогенераторов при работе в энергосистеме.....	100
3.9 Выводы по главе.....	101
Глава 4 Способы экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора.....	103
4.1 Эксперименты установившихся трех- и шестифазных коротких замыканий	103
4.2 Эксперименты при удаленном индукторе.....	106
4.3 Эксперименты при постороннем питании обмотки переменным током	109
4.4 Выводы по главе.....	111
Глава 5 Результаты экспериментального определения индуктивных сопротивлений и их сопоставление с расчетными значениями	112
5.1 Индуктивные сопротивления установившихся и переходных режимов	112
5.2 Индуктивное сопротивление собственного рассеяния	116
5.3 Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния	119
5.4 Построение характеристик установившихся режимов	120
5.5 Выводы по главе.....	127
Глава 6 Схемы замещения шестифазного турбогенератора для анализа переходных процессов.....	128
6.1 Схемы замещения при динамических режимах	129
6.2 Схемы замещения в симметричных составляющих.....	131

6.3 Выводы по главе.....	139
Глава 7 Анализ переходных процессов шестифазного турбогенератора с помощью решения уравнений состояния численными методами.....	141
7.1 Вводные замечания	141
7.2 Способ определения токов отдельных контуров.....	142
7.3 Способы определения напряжений статорных контуров	144
7.4 Учет параметров трансформатора при определении напряжений генератора	147
7.5 Способ уточненного учета массивных элементов ротора	149
7.6 Способ воспроизведения модели шестифазного турбогенератора	151
7.7 Расчеты переходных процессов шестифазного турбогенератора.....	152
7.8 Выводы по главе.....	156
Заключение	159
Список литературы	162
Список основных обозначений.....	172
Приложение А Обратные преобразования величин от осей $d, q, 0$ к фазным координатам.....	177
Приложение Б Токи статора и ротора при коротких замыканиях, определенные из аналитического решения уравнений	178
Приложение В Распределение шестифазной обмотки по пазам.....	183
Приложение Г Simulink-модель шестифазного турбогенератора.....	189
Приложение Д Результаты расчетов переходных процессов шестифазного турбогенератора с помощью Simulink-модели	195

Введение

Увеличение мощности вводимого в эксплуатацию основного оборудования электростанций является тенденцией развития электроэнергетики. При постройке энергоблоков мощностью свыше 1000 МВт с быстроходными турбоустановками находят применение шестифазные двухполюсные турбогенераторы. Обмотка статора таких электрических машин образуется двумя трехфазными обмотками, смещенными в пространстве на 30 электрических градусов. Такое техническое решение позволяет снизить электродинамические нагрузки, уменьшить добавочные потери, повысить использование машины. В то же время, особенности выполнения обмотки; увеличенное количество выводов, измерительных и коммутирующих устройств; необходимость специальных трёхобмоточных трансформаторов для связи машины и энергосистемы - предопределили использование в генераторах электростанций шестифазных обмоток только для двухполюсных машин предельной на текущий момент мощности 1200 МВт на Костромской ГРЭС [28] и на АЭС-2006: Нововоронежской АЭС-2, Ленинградской АЭС-2, Белорусской АЭС и других [15-19].

Для научно обоснованного проектирования турбогенераторов, обеспечивающих заданные режимы работы и выдерживающих аварийные ситуации, важно ясное понимание протекающих физических явлений. Также необходимо умение давать точную количественную оценку изменениям значений токов, напряжений, моментов, прогнозировать поведение машины при переходных процессах. Более детального изучения требуют динамические характеристики, позволяющие обоснованно выбирать элементы и разрабатывать современные схемы защиты оборудования. Расчеты характеристик динамических режимов, как заданных проектом, так и исследуемых из опыта эксплуатации, имеют важное практическое значение для обеспечения и повышения работоспособности и надежности оборудования.

Для традиционных трехфазных синхронных машин данные вопросы получили достаточно глубокое теоретическое развитие в работах советских ученых А.А. Горева, А.И.Важнова, В.В. Домбровского, Е.Я. Казовского, Л.Г. Мамиконянца, Г.Н. Петрова, Я.Б. Данилевича, А.И. Вольдека, Б.В. Сидельникова и др., а также зарубежных авторов А. Блонделя, Р. Парка, Ч. Конкордия, Э. Кимбарка, Б. Адкинса, Т. Лайбля, П. Алджера и др.

В то же время, для шестифазных турбогенераторов количество возможных аномальных ситуаций больше, чем для трехфазных: в проектные работы входит рассмотрение симметричных и несимметричных аварийных процессов как на одной трехфазной системе, так и на обеих. Решению данных вопросов применительно к шестифазным турбогенераторам уделено не столь много внимания, что объясняется относительно недавним началом их широкого применения на электростанциях. Существующая научная проработка вопроса [34; 43; 58; 66; 69; 70; 82; 83; 85; 90 и др.] сосредоточена на различных отдельных аспектах применения шестифазных машин, ограничиваясь рассмотрением частных случаев переходных процессов. При этом используются разнообразные математические описания, набор электромагнитных параметров которых зависит от рассматриваемых режимов. Применяемые подходы не позволяют использовать полученные результаты для расчета любых, установившихся или переходных режимов, не ограничиваясь описанными. Вопросы расчетной оценки определяющих электромагнитных параметров, их экспериментального исследования, не получили должного теоретического и практического освещения в рассмотренных работах.

Набор электромагнитных параметров, необходимый для рассмотрения переходных процессов, в первую очередь зависит от принятой за базу математической модели. В связи с тем, что ротор шестифазного турбогенератора идентичен ротору трехфазного, электромагнитные процессы в роторе протекают без каких-либо особенностей по сравнению с трехфазными машинами. В то же время, при различном состоянии трехфазных систем в силу их взаимного влияния шестифаз-

ные генераторы обладают рядом специфических особенностей, что приводит не только к увеличению количества электромагнитных параметров, но и усложняет физическую трактовку явлений и их математическое описание. Инженерные способы определения параметров, используемые для трехфазных генераторов, не отражают индуктивные связи между трехфазными системами шестифазной обмотки, и потому их применение для шестифазных машин несет в себе неточность.

Приведенные соображения наряду с возрастанием использования данного класса электрических машин в энергетике показывают *актуальность* настоящей работы, направленной на рассмотрение широкого спектра переходных процессов шестифазных турбогенераторов с помощью математического описания, использующего эквивалентные индуктивные сопротивления, которые не изменяются в зависимости от рассматриваемых режимов и обладают удобством теоретического и экспериментального определения.

Учитывая область использования, требования об адекватности и физической наглядности при описании явлений, снижения трудоемкости вычислений, рассмотрение шестифазных турбогенераторов удобно проводить на базе уравнений в осях d, q , жестко связанных с ротором, с обычно принимаемыми при исследовании электрических машин допущениями. Такой подход при анализе установившихся и переходных процессов трехфазных машин общепринят и, несмотря на ряд допущений, обеспечивает приемлемые результаты, подтверждаемые многолетней практикой. Он широко используются при изучении переходных процессов и установившихся режимов, как для отдельных машин, так и для сложных энергосистем.

Для учёта взаимного влияния трехфазных систем необходимо учитывать в математическом описании состояния турбогенератора отдельные составляющие рассеяния обмотки статора, вводя соответствующие индуктивные параметры. Остальные используемые индуктивные сопротивления соответствуют общепринятым для синхронных машин.

Отсюда следуют *цель и задачи* данной диссертационной работы.

Целью настоящей диссертации является разработка способов расчетного и экспериментального определения индуктивных параметров, свойственных шестифазным турбогенераторам и позволяющих с помощью соответствующей математической модели выполнять анализ широкого спектра переходных процессов и установившихся режимов для обеспечения и повышения работоспособности и надежности эксплуатации данного класса электрических машин.

Для достижения этой цели требуется решение следующих конкретных *задач*:

1. Рациональное математическое описание шестифазного турбогенератора, учитывающее взаимное влияние трехфазных систем обмотки статора и использующее единый набор электромагнитных параметров для исследования различных режимов работы и переходных процессов.

2. Разработка способов расчетной оценки используемых индуктивных сопротивлений, свойственных шестифазным машинам по сравнению с традиционными трехфазными для использования в математическом моделировании переходных процессов и установившихся режимов при проектировании и совершенствовании конструкции шестифазных турбогенераторов.

3. Разработка способов экспериментального определения индуктивных сопротивлений, используемых в математическом описании состояния шестифазного турбогенератора, для их практического определения в условиях промышленных испытаний.

4. Проведение экспериментов на натуральных образцах шестифазных турбогенераторов и сопоставление экспериментальных значений индуктивных сопротивлений с расчетными для подтверждения их достоверности и правильности физического представления о протекающих явлениях.

5. Разработка на базе выработанной математической модели шестифазного турбогенератора схем замещения, наглядно отражающих электромагнитные связи для понимания протекающих процессов и позволяющих анализировать различные установившиеся режимы и переходные процессы.

6. Разработка программной реализации математической модели шестифазного турбогенератора с применением современных средств численного интегрирования для анализа широкого круга установившихся режимов и переходных процессов, рассматриваемых при проектировании и модернизации оборудования.

Для решения поставленных задач в диссертации применен *современный аппарат научного исследования*, состоящий из методов *расчетно-теоретической* проработки и *экспериментальных*. В методах расчетно-теоретической проработки нашли отражение как классические (линеаризация дифференциальных уравнений, использование операционного исчисления для упрощенных решений), так и современные методы (численное моделирование путем модельно-ориентированного программирования, расчет электромагнитного поля методом конечных элементов). В работе предложены экспериментальные способы определения используемых индуктивных сопротивлений, приведены результаты испытаний и натурных экспериментов на четырёх промышленных образцах шестифазных турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ и ТВВ-1200-2УЗ, выполненных на испытательном стенде завода-изготовителя.

Научная новизна работы заключается в следующем:

1. С учётом конструктивных особенностей шестифазных турбогенераторов получены теоретические выражения, позволяющие выполнить расчетную оценку индуктивных сопротивлений рассеяния обмотки статора, отражающих взаимное влияние трехфазных систем, для использования в математической модели при рассмотрении установившихся режимов и переходных процессов.

2. На основе испытаний, характерных для синхронных машин, предложены способы экспериментального определения индуктивных сопротивлений рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора, которые позволяют практически определять необходимые для анализа переходных процессов параметры во время промышленных испытаний на заводе-изготовителе или электростанции.

3. Приведены результаты экспериментов по определению индуктивных сопротивлений шестифазного турбогенератора, выполненных во время промышленных испытаний нескольких серийных образцов оборудования, подтверждающие достоверность расчетных значений параметров и удобство применения предложенных экспериментальных способов.

4. Сформированы схемы замещения шестифазных турбогенераторов, обладающие достаточной наглядностью для физической трактовки явлений, отражающие взаимосвязь параметров машины и позволяющие анализировать переходные процессы и установившиеся режимы.

5. Разработана математическая модель шестифазного турбогенератора, позволяющая выполнять анализ широкого спектра симметричных и несимметричных переходных процессов и установившихся режимов без изменения структуры модели и набора используемых параметров. Приведены результаты численного моделирования различных симметричных и несимметричных, в том числе комбинированных переходных процессов шестифазного турбогенератора.

Практическая ценность определяется тем, что полученные выражения для расчетной оценки параметров, математические модели, схемы замещения используются при проектировании и совершенствовании конструкции мощных шестифазных турбогенераторов, анализе опыта эксплуатации и модернизации энергоблоков, использующих данные машины. Предложенные экспериментальные способы сравнительно просты и безопасны для оборудования, использовались во время промышленных испытаний. В настоящее время заводом «Электросила» ПАО «Силовые машины» изготовлены и вводятся в эксплуатацию на атомных

электростанциях шесть шестифазных турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ мощностью 1200 МВт, при проектировании и испытаниях которых были использованы результаты работы.

Достоверность полученных результатов определяется представленным в диссертационной работе большим объемом экспериментального материала, полученного на четырёх образцах шестифазных турбогенераторов типов ТЗВ-1200-2АУЗ и ТВВ-1200-2УЗ.

На защиту выносятся следующие основные положения:

1. Способ расчетной оценки индуктивных сопротивлений рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора, отражающих взаимное влияние трехфазных систем, для использования в математической модели при рассмотрении установившихся режимов и переходных процессов.

2. Способы и результаты экспериментального определения индуктивных сопротивлений рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора, которые позволяют практически определять необходимые для анализа переходных процессов параметры.

3. Схемы замещения шестифазного турбогенератора, наглядно отражающие взаимосвязь параметров машины и позволяющие анализировать различные переходные процессы и установившиеся режимы.

4. Математическая модель шестифазного турбогенератора, позволяющая выполнять анализ широкого спектра переходных процессов и установившихся режимов численными методами без изменения структуры модели генератора.

Личный вклад автора состоит в определении целей, постановке задач, выборе методов их решения, проведении расчетов, подготовке и участии в экспериментальных исследованиях; обработке, обобщении и анализе полученных результатов. Все представленные в работе результаты, кроме специально оговоренных

случаев, получены лично автором. Автор благодарит за всестороннюю поддержку, содействие и помощь в проведении экспериментальных исследований сотрудников отдела проектирования турбогенераторов и испытательного центра корпуса мощных турбогенераторов завода «Электросила» ПАО «Силовые машины» (г. Санкт-Петербург).

Апробация работы. По теме диссертации выполнены и обсуждены доклады на III, IV (лучшая практическая работа), V конференциях молодых специалистов ПАО «Силовые машины», а также на ряде заседаний Научно-Технического Совета завода «Электросила» ПАО «Силовые машины» (г. Санкт-Петербург), на VII научно-практической конференции молодых ученых и специалистов атомной отрасли «КОМАНДА 2017» (г. Санкт-Петербург).

Публикации. По теме диссертации опубликовано 5 печатных работ, в том числе в периодических рецензируемых российских изданиях, входящих в список ВАК - 3 работы [22- 24].

Структура и объем диссертационной работы. Диссертация общим объемом 207 страниц состоит из введения, 7 глав, заключения, списка литературы (95 наименований), списка условных обозначений и 5 приложений. Работа содержит 70 рисунков, 15 таблиц.

Глава 1 Аспекты применения шестифазных турбогенераторов на электростанциях. Выбор объекта исследования и принимаемых допущений

1.1 Современное состояние и перспективы развития конструкций турбогенераторов предельной мощности

Одним из следствий развития электроэнергетики и роста установленных мощностей является укрупнение единичной мощности вновь вводимых энергетических блоков электрических станций.

При достигнутом уровне интенсивности охлаждения, электромагнитных нагрузок и использования материалов мощность крупных трехфазных турбогенераторов в значительной мере ограничивается долговечностью и прочностью крепления лобовых частей обмотки статора.

При существующих конструкциях крепления статорной обмотки условием увеличения мощности турбогенераторов является снижение электродинамических усилий в лобовых частях. В этих целях могут использоваться следующие технические решения:

- увеличенное число параллельных ветвей обмотки статора;
- четырехполюсное исполнение генератора;
- применение многофазной обмотки статора.

При увеличении числа параллельных ветвей двухслойной обмотки статора сверх числа полюсов за счет снижения тока стержня удаётся снизить силы, действующие на стержень в пазу, в то же время, общее усилие между фазными зонами в лобовых частях обмотки, зачастую, остается без изменений [63].

Кроме того, электродвижущие силы (ЭДС) в отдельных ветвях таких обмоток будут отличаться либо по фазе, либо по амплитуде, либо и по тому и по другому. В результате неизбежно возникают уравнивающие токи между ветвями,

приводящие к добавочным потерям и снижению общей эффективности машины, которые, однако, выбором оптимальной схемы обмотки могут быть сведены к минимуму.

Находя применение для мощных генераторов с косвенным охлаждением [78; 95], использование обмотки с увеличенным числом параллельных ветвей встречает некоторые затруднения при непосредственном жидкостном охлаждении. Это обусловлено некоторой ограниченностью при выборе числа пазов, связанной с необходимостью иметь надлежащую ширину паза для выполнения стержня с охлаждающими каналами, размещением водоподводящей арматуры и т.д. Меньшее число пазов увеличивает разницу в фазном угле между ЭДС отдельных пазов, поэтому для снижения уравнивающих токов и добавочных потерь необходимы особые схемы обмотки с применением специальных перемычек в головках стержней [63].

Таким образом, исполнение турбогенераторов с повышенным числом параллельных ветвей обмотки статора встречает сложности, обусловленные повышенным числом соединительных шин, неодинаковыми стержнями обмотки, наличием перемычек или перекрещиваний в лобовых частях и т.д. – то есть конструктивного и технологического характера, снижающие надежность и увеличивающие стоимость изготовления и эксплуатации оборудования.

Рассмотрим теперь четырехполюсные турбогенераторы в сравнении с двухполюсными сопоставимой мощности. Как следует из [27] с точки зрения электромагнитных параметров у тихоходных машин наблюдается увеличение индуктивных сопротивлений рассеяния за счет возрастания числа пазов и соответственного роста пазового рассеяния по сравнению с быстроходными. Это дает некоторое увеличение индуктивных переходного и сверхпереходных сопротивлений при равенстве продольного индуктивного сопротивления. Электродинамические усилия в лобовых частях обмотки статора, пропорциональные квадрату полюсного деления, в номинальном режиме получаются в 2 раза ниже двухполюсных машин,

а при коротких замыканиях ещё ниже за счет снижения токов короткого замыкания [27].

В то же время, четырехполюсный турбогенератор той же мощности, что и двухполюсный, имеет заведомо бóльшие массо-габаритные характеристики. Если определить степень использования активного объёма через машинную постоянную Арнольда C_A , мм³/(мин·МВ·А):

$$C_A = \frac{D_1^2 l_1 n}{S_n}, \quad (1.1)$$

где D_1 – диаметр расточки статора, мм;

l_1 – длина сердечника статора, мм;

n – частота вращения ротора, об/мин;

S_n – полная мощность, МВ·А.

При одинаковом использовании и активной длине (ограниченной допустимыми транспортировочными размерами и технологическими возможностями) будет иметь место следующее соотношение между диаметрами расточки статоров двухполюсного $D_{1(p=1)}$ и четырехполюсного $D_{1(p=2)}$ генераторов одинаковой мощности [9], мм:

$$D_{1(p=2)} \approx \sqrt{2} D_{1(p=1)} \quad (1.2)$$

В таблице 1.1 приведены массы турбогенераторов и их узлов одинаковой номинальной мощности в двухполюсном и четырехполюсном исполнениях, выпускаемых заводом «Электросила» [37].

Таблица 1.1 – Сопоставление масс турбогенераторов и их основных узлов с различным числом полюсов ротора

Номинальная мощность генератора, МВт	Число пар полюсов	Масса, тонн		
		генератора	статора	ротора
500	2	340	225	65
	4	495	235	132
1000	2	540	330	86,5
	4	720	333	156
1200	2	717	410	104
	4	760	400	197

Данные подтверждают сделанные выводы: для одинаковой номинальной мощности при сопоставимой массе статоров имеется существенная разница в массах роторов и суммарных массах генераторов. Таким образом, техническим фактором, ограничивающим применение четырехполюсных машин, в большей мере является возможность изготовления и транспортирования поковки ротора большой массы. В настоящее время предельный достигнутый диаметр ротора турбогенератора частотой вращения 1500 об/мин составляет около 2000 мм.

В четырехполюсных машинах пониженное значение потока на один полюс позволяет снизить высоту спинки сердечника статора и получить наружный диаметр сердечника статора близкий к наружному диаметру сердечника двухполюсной машины. В то же время, существенное различие в диаметрах расточек обуславливает существенную разницу в диаметре роторов $D_{2(p=2)} \approx \sqrt{2}D_{2(p=1)}$, что дает примерно двойную разницу в весе поковок. Приведенное в [27] сопоставление показывает примерное соотношение весов обмоточной меди статора двухполюс-

ного и четырехполюсного турбогенераторов равное 1,3 и соответственно ротора 2, при этом трудозатраты для четырехполюсной машины увеличиваются на 40-50% [9]. Указанные обстоятельства увеличения количества дорогостоящих материалов и трудозатрат вместе с некоторым снижением КПД [9] неблагоприятны с технико-экономической точки зрения.

Кроме того, с технико-экономической точки зрения выгодно применять наиболее быстроходные турбоагрегаты, что обеспечивает меньшие затраты на строительство машинного зала по размерам, весовым нагрузкам, менее дорогостоящее грузоподъемное оборудование и т.д. [60]. История развития турбогенераторостроения вполне это подтверждает: первоначально (начало XX века) строились шестиполюсные и четырехполюсные генераторы, вскоре перешли к постройке четырехполюсных машин, которые в дальнейшем повсеместно были вытеснены двухполюсными. В настоящее время тихоходные (1500 и 1800 об/мин) турбоагрегаты сохраняют свою актуальность только в части мощнейших агрегатов (до 2235 МВА [79]), и в случае особенностей параметров пара (ТЭЦ связанные с промышленным производством и т.д.) [52].

Другое техническое решение для создания предельных по мощности турбогенераторов заключается в использовании многофазных обмоток статора. Мощность генератора P прямо пропорциональна количеству фаз, Вт:

$$P = mUI \cos \varphi, \quad (1.3)$$

где m – количество фаз статора;

U – фазное напряжение статора, В;

I – фазный ток статора, А;

$\cos \varphi$ – коэффициент мощности.

Повышая количество фаз более трех при том же фазном токе (а значит и при существующей конструкции крепления обмотки статора) можно спроектировать машину повышенной мощности.

Наиболее целесообразно применение шестифазной обмотки статора. Такая обмотка может быть получена в качестве «двойной», образуемой двумя трехфазными со смещенными в пространстве на 30 электрических градусов магнитными осями [26]. Для более полного использования обмотки число фазных зон в данном случае будет равно двенадцати.

Для упрощения конструктивного исполнения вывода трехфазных обмоток выводятся на разные стороны машины. Данное техническое решение позволяет воспользоваться существующими хорошо отработанными в эксплуатации конструктивными решениями по выполнению лобовых частей и их крепления, соединительных шин и т.д., применяемых в традиционных трехфазных генераторах.

Трехобмоточный блочный трансформатор при соединении двух обмоток низшего напряжения в звезду и треугольник [88] как показано на рисунке 1.1 позволяет выполнить включение шестифазной машины в трехфазную энергосистему.

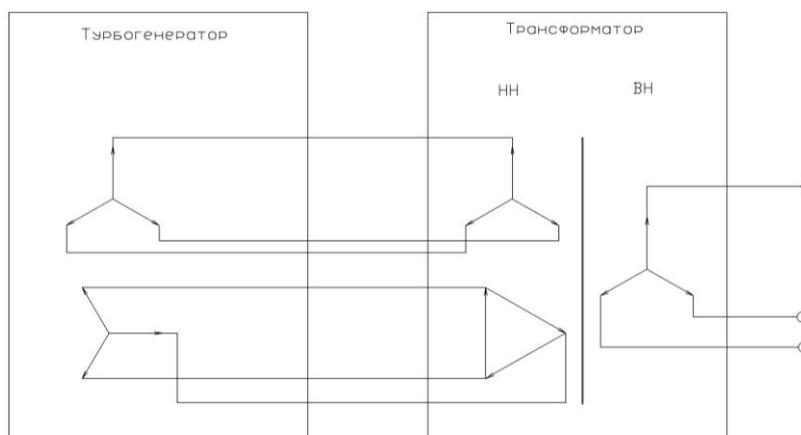


Рисунок 1.1 – Схема блока «шестифазный турбогенератор – трансформатор»

Основные преимущества шестифазных турбогенераторов заключаются в уменьшении электродинамических нагрузок, повышении использования машины (до 6%) и в уменьшении добавочных потерь от высших гармонических намагничивающей силы обмотки статора [66]. Кроме того, облегчается создание блочных токопроводов за счет снижения номинальных токов.

Вместе с тем, недостатками использования шестифазных турбогенераторов являются: увеличение количества выводов, усложнение токопровода на генераторном напряжении, необходимости специальных блочных трансформаторов, выключателей и т.д. с чем, однако, зачастую можно смириться.

Применение ещё большего числа фаз увеличивает использование обмотки незначительно (на 0,4 – 1,2%) [26] и в то же время сопряжено со сложностями выполнения обмотки и использования мощной преобразовательной техники, а потому не нашло широко применения для мощных машин и в дальнейшем не рассматривается.

1.2 Исторический обзор применения турбогенераторов с двойными обмотками статора

Впервые промышленные образцы турбогенераторов с двойными обмотками статора были изготовлены в США в конце двадцатых годов прошлого века [77]. Их выпуск был связан с необходимостью избегать применения неосвоенных в производстве масляных выключателей на мощность 80 МВт и выше. Турбогенераторы этого типа имели на статоре две самостоятельные обмотки, выведенные на отдельные секции шин генераторного напряжения, к которым присоединялась самостоятельная нагрузка [40]. Возможность работы обеих цепей при различных нагрузках, не вызывая при этом магнитных небалансов и механических вибраций, – являлось основным требованием при их разработке, поскольку увеличение сум-

марных потерь в обмотках могло достигать 14% по сравнению с трехфазными [5]. Были предложены несколько типов исполнения двойных обмоток: «попеременно пазовые», «попеременно зонные», «попеременно полюсные» [2]. С развитием производства электрических аппаратов (мощных масляных выключателей, трансформаторов и т.д.) они не получили распространения ввиду присущих им недостатков при неравномерной нагрузке обмоток: несимметрии в магнитных полях, механических вибрациях, значительном нагреве ротора, низкой величиной сквозного индуктивного сопротивления [2; 32].

В 1958 году завод «Электросила» изготовил турбогенератор ТВФ-200-2 рекордной в Европе мощности 200 МВт. Генератор имел двойные синфазные обмотки статора и две параллельные ветви в фазах, при этом напряжения обмоток отличались по величине примерно на 0,2 % [4]. Применение такой схемы было связано с необходимостью увеличить число параллельных ветвей до четырех для интенсификации охлаждения в связи с отсутствием в то время технической возможности повысить напряжение статора сверх 11 кВ [8; 62]. Соединение же параллельных ветвей внутри генератора встретило конструктивные затруднения. Подобные генераторы мощностью 180-280 МВт напряжением 10,5-12,6 кВ с двойными обмотками и двумя параллельными ветвями в фазах обеих обмоток были изготовлены в пятидесятые-шестидесятые годы во Франции, ФРГ и Японии. Этим генераторам с двойными обмотками и четырьмя синфазными цепями статора наряду с конструктивными сложностями были свойственны эксплуатационные недостатки, выявленные на американских двухобмоточных машинах двадцатых годов, в силу чего они не нашли широкого применения. Однако, в 2011 году при создании генератора наибольшей на тот момент единичной мощности 1750 МВт в четырехполюсном исполнении, показанного на рисунке 1.2, фирма Alstom вновь прибегла к подобному техническому решению [80; 87].

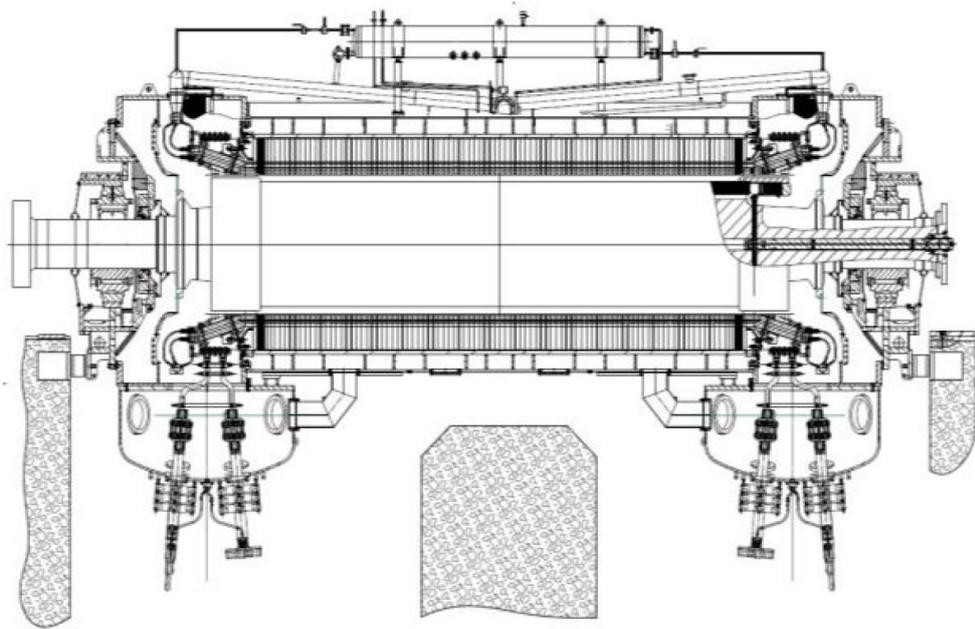


Рисунок 1.2 – Турбогенератор фирмы Alstom с двойной обмоткой статора мощностью 1750 МВт [80]

Недостатки двойных синфазных обмоток послужили толчком к рассмотрению применения многофазных (вплоть до двадцати семи) обмоток для турбогенераторов большой мощности [55; 72; 79].

В виду неоправданного усложнения блочной схемы по сравнению с трехфазной многофазные генераторы не нашли широкого применения в энергетике и стали рассматриваться применительно к наиболее мощным энергоблокам.

При разработке крупнейшего в мире двухполюсного турбогенератора ТВВ-1200-2У3 для головного энергоблока 1200 МВт Костромской ГРЭС заводом «Электросила» была использована шестифазная обмотка статора [64]. Такое решение было обусловлено необходимостью снижения объема тока в пазу при отсутствии технической возможности для повышения статорного напряжения и сложностями применения обмотки статора с тремя или четырьмя параллельными ветвями [29]. В результате объем тока в пазу турбогенератора мощностью 1200 МВт оказался ниже, чем у генератора 800 МВт, что обусловило пониженные электродинамические нагрузки, действующие на обмотку статора. Это позволило

использовать хорошо себя зарекомендовавшие конструктивные решения по закреплению статорной обмотки, которые были разработаны для турбогенератора ТВВ-800-2У3 [28].

Успешный опыт применения шестифазного генератора с обмоткой статора на Костромской ГРЭС послужил основой при создании турбогенератора аналогичной мощности с полным водяным охлаждением ТЗВ-1200-2АУ3 для типового проекта «АЭС-2006», реализуемого на Нововоронежской АЭС-2, Ленинградской АЭС-2, Белорусской АЭС [15-19] и других.

На сегодняшний день турбогенераторы производства завода «Электросила» ТЗВ-1200-2АУ3 (рисунки 1.3, 1.4) являются предельными по мощности для двухполюсного исполнения.



Рисунок 1.3 – Турбогенератор ТЗВ-1200-2АУ3 на испытательном стенде завода-изготовителя [16]



Рисунок 1.4 – Турбогенератор ТЗВ-1200-2АУЗ в машинном зале электростанции [74]

1.3 Обзор работ, посвященных мощным шестифазным турбогенераторам

Наиболее полно аспекты применения шестифазных обмоток статора в турбогенераторах рассматриваются в серии статей Г.М. Хуторецкого и Г.Г. Воронова [12; 66-71].

Статья [66] рассматривает основные преимущества применения шестифазных двенадцатизонных обмоток. Такие обмотки имеют лучшие коэффициенты распределения по сравнению с трехфазными шестизонными. Рассмотрена магнитодвижущая сила якорной обмотки при симметричной нагрузке трехфазных систем, при которой обеспечивается лучший гармонический состав поля реакции якоря по сравнению с трехфазной. В этой связи можно использовать меньшее сокращение шага обмотки (10/11; 11/12 или 12/13 вместо 5/6 для трехфазной). Это обстоятельство совместно с лучшим распределением обмотки позволяет повысить

использование обмотки якоря на 6,25%. Далее отмечается снижение индуктивного сопротивления пазового рассеяния за счет особенностей распределения обмотки по пазам. Также рассматривается сопротивление пазового рассеяния при раздельной работе трехфазных систем на выпрямительную нагрузку при неодновременной коммутации, однако остальные составляющие рассеяния обмотки статора обойдены вниманием. Рассмотрено снижение потерь в обмотке статора за счет изменения коэффициента Филда в связи с большим количеством пазов, содержащих стержни с токами имеющими различную фазу. Отмечается снижение потерь на поверхности ротора от высших пространственных гармонических поля реакции якоря за счет улучшения гармонического состава. В то же время, статья ограничивается рассмотрением исключительно симметричного шестифазного режима. Статья не затрагивает вопросов экспериментальных исследований.

В [67] для шестифазного внезапного короткого замыкания из режима холостого хода приведены схемы замещения. Каждая трехфазная система рассматривается отдельно и представлена своей схемой. Структура схем замещения и набор используемых параметров изменяются в зависимости от положения точки короткого замыкания. Схемы наглядно не отражают электромагнитных связей между контурами машины, сложны для использования при составлении эквивалентных схем энергоблока и ориентированы на частный случай переходного процесса. Статья не освещает способы расчетного определения и экспериментального подтверждения используемых индуктивных параметров.

Статья [12] представляет собой обобщение материала предыдущих статей. В ней описываются гармонические намагничивающие силы шестифазной обмотки, индуктивное сопротивление пазового рассеяния, схемы замещения внезапного симметричного короткого замыкания из холостого хода машины, а так же анализируются потери в обмотке статора и на поверхности бочки ротора от высших пространственных гармонических поля реакции якоря. Эта статья так же ограни-

чено касается индуктивных параметров. Схемы замещения повторяют схемы предыдущей статьи со свойственными им недостатками.

Отдельно в [69] были кратко рассмотрены индуктивные сопротивления дифференциального рассеяния обмотки статора для составляющих прямой, обратной и нулевой последовательностей, для которых приведены соответствующие математические выкладки, к сожалению, не подтвержденные экспериментальными данными. Таким образом, остальные составляющие рассеяния оказываются обойдены вниманием.

В [71] приведены схемы замещения для каждой трехфазной системы в отдельности и для генератора в целом. При этом рассмотрены только симметричные шестифазные режимы. Наглядность использования данных схем в целях физической трактовки явлений неоднозначна. В статье предложено определение индуктивных параметров в установившихся режимах трех- и шестифазного коротких замыканий, приведены опытные данные. В то же время, статья не затрагивает вопросов опытного нахождения отдельных составляющих индуктивных сопротивлений рассеяния, ограничиваясь сравнением экспериментального и расчетного значений напряжения на открытой трехфазной системе в режиме установившегося трехфазного короткого замыкания.

Один из видов несимметричных переходных процессов шестифазных турбогенераторов – двойные двухфазные короткие замыкания рассматриваются в [68] с использованием преобразования уравнений машины к координатам α , β . [70] рассматривает напряжения на открытых фазах в этих режимах. Стоит заметить, что двойное двухфазное замыкание – то есть одновременные двухфазные короткие замыкания в обеих трехфазных системах обмотки статора, представляются весьма маловероятным событием на практике.

Один из разделов отчета по научной работе Карагандинского Политехнического Института [43] рассматривает переходные процессы на энергоблоке «шестифазный турбогенератор-трансформатор» на основе представлений и парамет-

ров, изложенных в [12; 67]. Не внося новых положений непосредственно в теорию шестифазного турбогенератора, отчет предлагает способ рассмотрения переходных процессов энергоблока с помощью построение схемы замещения с использованием трехлучевой схемы блочного трехобмоточного трансформатора, при этом используются фазные координаты. Численное решение по конкретным параметрам не позволяет обобщить результаты исследования и проанализировать сущность физических явлений, происходящих в машине.

Работа Т.А. Инсебаева [34] на основе численных расчетов математических моделей на ЭВМ также рассматривает некоторые переходные процессы на энергоблоке с турбогенератором ТВВ-1200-2У3. Моделирование производится с использованием фазных координат, не обладающих удобством для аналитического исследования. Индуктивность рассеяния фазы разделена на: собственную, взаимную с другими фазами одной трехфазной системы и взаимную по отношению к другой трехфазной системе. При этом без достаточного обоснования учитывается только пазовая и лобовая составляющие рассеяния. Для взаимной индуктивности рассеяния фаз одной трехфазной системы пазовое рассеяние не учитывается, что характерно только для частного случая определенного сокращения шага обмотки статора. В работе рассмотрены результаты расчета некоторых переходных процессов. Показана неправомерность представления энергоблока эквивалентным трехфазным при рассмотрении несимметричных коротких замыканий в сети в силу неравномерности распределения токов в трехфазных системах блока. Полученные количественные характеристики кратностей токов и моментов для различных переходных процессов позволяют выявить наиболее тяжелые аварийные ситуации для конкретного энергоблока. В то же время, результаты работы не позволяют проводить анализ, не ограничиваясь конкретным перечнем переходных процессов. При рассмотрении в фазных координатах взаимосвязь параметров генератора с характером прохождения переходных процессов не отражается с достаточной степенью наглядности.

Статья [58] рассматривает гармонический состав поля реакции якоря шестифазного турбогенератора при трехфазной и шестифазной нагрузках, переходные процессы трехфазного и шестифазного коротких замыканий с использованием уравнений типа Парка-Горева. В статье использовано индуктивное сопротивление «взаимного» рассеяния трехфазных систем шестифазной обмотки статора для учёта их взаимного влияния по путям потоков рассеяния. Приведены результаты расчетов симметричных трехфазных и шестифазных коротких замыканий. В то же время, приведенные уравнения и используемый набор параметров не однозначны, отсутствуют необходимые пояснения по выбору относительных единиц. Нет сведений по расчетному или экспериментальному определению используемых параметров рассеяния обмотки статора.

Зарубежная статья [82] рассматривает преобразование уравнений шестифазного турбогенератора к осям, вращающимся вместе с ротором, с эквивалентированием каждой трехфазной системы своими продольно-поперечными контурами. Эквивалентность преобразования подтверждается сопоставлением решений численными методами исходных и преобразованных уравнений. Для построения векторных диаграмм вводятся понятия собственных и взаимных синхронных сопротивлений, рассчитываемых путем расчета картины электромагнитного поля для различных условий численными методами. В то же время в статье отсутствует обоснование преобразований уравнений каждой трехфазной системы к отдельным d , q контурам. В системе уравнений учитывается только контур обмотки возбуждения, демпферные контура не рассматриваются. Выполняемое определение индуктивных сопротивлений путем расчетов методом конечных элементов картины электромагнитного поля является чрезвычайно трудоемким, малоподходящим для практических задач и инженерного поиска оптимальных вариантов конструкции. Кроме того, в работе не рассмотрено влияние параметров на эксплуатационные показатели турбогенератора. Стоит отметить, что авторы ссылаются на опыт теоретической проработки и практической реализации в СССР шестифазного турбогенератора мощностью 1200 МВт.

В статье [89] с помощью векторных диаграмм рассматриваются установившиеся режимы явнополюсного шестифазного двигателя, приводимого от инвертора. Выполнены сравнения аналитического и численного решения интегральных уравнений, построенных на основе [82], введено разделение индуктивного сопротивления пазового рассеяния на собственное и взаимное трехфазных систем. В то же время, работа не затрагивает вопросов верификации математической модели, определения используемых параметров, физической трактовки протекающих процессов, без какого-либо обоснования не рассматриваются остальные составляющие индуктивного сопротивления рассеяния кроме пазового.

Статья [75] рассматривает явнополюсную шестифазную машину с симметрично расположенными на статоре фазами в фазных координатах методом шестифазных симметричных составляющих, подтверждая применимость общепринятых методов трехфазных машин. Позднее в [77] было показано применение этого метода для анализа установившихся коротких замыканий подобных машин и проведено сравнение с опытными результатами, полученными на трехфазной машине, обмотка которой была пересоединена на шестифазную симметричную (со сдвигом 60 электрических градусов). При этом вопрос используемых в расчете параметров остался за рамками освещения.

Математическая модель [89] использована для рассмотрения возможностей отдельного нагружения трехфазных систем в случае автономной работы генератора в серии статей [91-92]. Проведены численные расчеты с использованием Matlab/Simulink и приведены экспериментальные данные, полученные на модельном генераторе малой мощности. Делается вывод о повышенной надежности подобных автономных энергосистем за счет возможности сохранения в работе одной трехфазной системы при отказе на линии во второй, при этом отмечается, что взаимное воздействие трехфазных систем имеет существенное влияние. Описание программной реализации математической модели отсутствует. В самой модели без достаточного обоснования введены связи между собственными индуктивно-

стями рассеяния в продольной и поперечной осях. Взаимная индуктивность рассеяния трехфазных систем, как и в [89], учитывается только по путям пазового рассеяния. Кроме того, не представлены вопросы гармонического анализа электромагнитных полей, добавочных потерь в активных элементах при работе одной трехфазной системы шестифазной обмотки, определяющих область допустимых режимов эксплуатации. На основе этой же модели авторы в [94] рассматривают вопросы устойчивости и регулирования шестифазного генератора при работе на сеть «бесконечной мощности», отмечая существенную зависимость результатов от используемых эквивалентных параметров машины.

Статьи [89; 91-94] не затрагивают вопросов расчетного или экспериментального определения используемых электромагнитных параметров шестифазных машин, зачастую отмечая качественное влияние используемых значений.

Стоит отметить, что за рубежом шестифазные статорные обмотки синхронных [83; 86 и др.] и асинхронных [85; 90 и др.] электрических машин прежде всего исследуются при работе в составе электропривода с устройствами преобразования частоты или ветрогенераторной установки [84]. Характер протекающих при этом переходных процессов и рассматриваемых проектных задач существенно отличается от переходных процессов турбогенераторов электрических станций.

В целом, рассмотренные работы затрагивают расчеты частных случаев переходных процессов обособленных генераторов. Наличие дополнительных связей обмоток статора через трехобмоточный трансформатор при работе в блоке, усложняет протекающие явления и снижает возможность использования представленных результатов. При описании переходных процессов используются разнообразные математические модели, набор электромагнитных параметров которых зависит от рассматриваемых режимов. Данное обстоятельство не позволяет использовать полученные результаты для расчета любых, установившихся или переходных режимов, не ограничиваясь описанными, производить рассмотрение явлений при сложных комбинированных коротких замыканиях.

Зачастую, отсутствует единство мнений при выборе базисных величин, что не сохраняет соотношений при использовании различных теоретических подходов. Вопросы расчетного и экспериментального определения используемых в математических моделях специфичных для шестифазных турбогенераторов индуктивных параметров не находят должного освещения, в то же время, их влияние на характер протекания переходных процессов существенно.

В объем проектных работ при проектировании энергоблока АЭС входит рассмотрение симметричных и несимметричных аварийных процессов как на одной трехфазной системе шестифазного турбогенератора, так и на обеих. Разработка современной конструкции высоко использованных турбогенераторов и её совершенствование требуют учитывать особенности протекания различных аномальных режимов, для чего необходимы точные расчеты значений токов, электродинамических сил, электромагнитных моментов. Расчеты характеристик динамических режимов, как заданных проектом, так и исследуемых из опыта эксплуатации, имеют важное практическое значение для обеспечения и повышения работоспособности и надежности оборудования.

Таким образом, в настоящий момент является актуальным рассмотрение широкого спектра переходных процессов шестифазных турбогенераторов с помощью математического описания, использующего эквивалентные индуктивные сопротивления, которые не изменяются в зависимости от рассматриваемых режимов и обладают удобством теоретического и экспериментального определения. Для полноценного использования математической модели необходимо разработать способы расчетной оценки и экспериментального определения используемых электромагнитных параметров, характерных для данного класса машин по сравнению с традиционными трехфазными.

1.4 Объект исследования

В работе рассматривается синхронный двухполюсный турбогенератор с шестифазной обмоткой статора. Направление вращения ротора против часовой стрелки. Двухслойная стержневая обмотка статора состоит из двух симметричных трехфазных обмоток со сдвинутыми на 30 градусов магнитными осями. Чередование фаз следует по направлению вращения. Угловые координаты отсчитываются по направлению вращения от магнитной оси фазы $a1$ первой трехфазной системы. Кроме фазных осей используются обычные для синхронных машин координатные оси: продольная d , соответствующая магнитной оси обмотки возбуждения, и опережающая её поперечная q , проходящая посередине междуполюсного пространства. Для двухполюсной машины пространственный угол между осями d , q составляет 90 градусов. Расположение осей фаз статора и ротора представлено на рисунке 1.5.

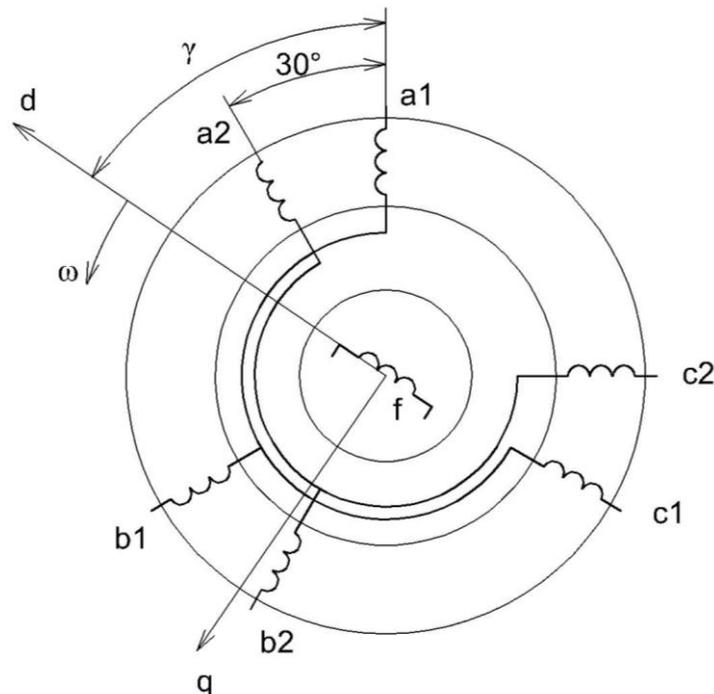


Рисунок 1.5 – Расположение осей ротора и фаз статора шестифазного турбогенератора

1.5 Принимаемые допущения

Рассмотрение шестифазного турбогенератора целесообразно проводить при обычно применяемых для синхронных машин допущениях, оправданность которых подтверждена многолетней практикой [11]:

- Элементы магнитопровода имеют постоянную магнитную проницаемость равную бесконечности. Это позволяет однозначно определять картину поля от тока какой-либо обмотки и пользоваться принципом наложения.
- Исследуется только основная гармоническая магнитных полей, таким образом намагничивающие силы обмоток, поля самоиндукции и взаимоиндукции имеют синусоидальное пространственное распределение.
- Магнитопровод и обмотки машины симметричны. То есть, магнитопровод одинаков на полюсных делениях, а в пределах полюсного деления симметричен относительно осей d и q . В обмотках статора все фазы имеют одинаковые числа витков, активные сопротивления, одинаковый сдвиг магнитных осей в пределах трехфазных систем, определяемых схемой соединения обмотки.
- Влияние ферромагнитного массива бочки ротора эквивалентуется с помощью двух ортогональных демпферных контуров в осях машины d и q .

Для более скрупулезного исследования отдельных явлений влияние указанных исходных допущений на результаты может учитываться дополнительно.

1.6 Выводы по главе

1. Шестифазная обмотка статора является одним из технических решений, позволяющих производить мощные двухполюсные генераторы при достигнутом уровне развития электромашиностроения, используя хорошо себя зарекомендовавшие конструктивные решения трехфазных турбогенераторов. При этом обмотка статора состоит из двух сдвинутых 30 электрических градусов трехфазных обмоток. Преимуществами подобного исполнения являются улучшение гармонического состава поля реакции якоря, снижение добавочных потерь, повышение использования машины и снижение электродинамических нагрузок на конструктивные элементы статора.

2. Взаимное электромагнитное влияние трехфазных система статора шестифазного турбогенератора приводит к тому, что увеличивается количество определяющих состояние машины эквивалентных параметров, усложняется физическая трактовка явлений и их математическое описание. При этом работы, посвященные шестифазным машинам, сосредоточены на анализе отдельных частных случаев переходных процессов с использованием различных математических моделей и различных наборов параметров. Отсутствует единство при выборе базисных количеств, недостаточно места уделяется вопросам расчетной оценки и экспериментального определения используемых индуктивных параметров, свойственных шестифазным турбогенераторам.

3. Для рассмотрения широкого спектра разнообразных переходных процессов и установившихся режимов при проектировании, совершенствовании и анализе опыта эксплуатации шестифазных турбогенераторов необходимо разработать математическую модель, использующую индуктивные сопротивления, отличающиеся удобством теоретического и экспериментального определения. Рассмотрение процессов в шестифазном турбогенераторе целесообразно проводить при обычно применяемых для синхронных машин допущениях: бесконечной магнит-

ной проницаемости сердечника, симметричности магнитопровода и обмоток, синусоидальности распределения электромагнитных полей и эквивалентирования массивных элементов ротора с помощью двух сосредоточенных контуров в продольной и поперечной осях. Влияние принятых допущений может учитываться отдельно в случае необходимости.

4. На основе разработанной математической модели необходимо выявить параметры, характерные для рассматриваемого класса машин и способы их расчетного и экспериментального определения.

Глава 2 Математическое описание шестифазного турбогенератора

Вопросы анализа переходных процессов шестифазного турбогенератора требуют математического описания машины, отражающего электромагнитную связь между трехфазными системами обмотки статора и обладающего необходимой универсальностью для рассматриваемого круга вопросов. Используемые при этом эквивалентные параметры в целях достоверности проводимых исследований должны отличаться удобством расчетного и экспериментального определения.

2.1 Дифференциальные уравнения напряжений в фазных координатах

При математическом описании шестифазного турбогенератора представим электрическую машину в виде совокупности электрических цепей и механической системы. Такой подход является общепринятым при рассмотрении синхронных машин. Согласно второму закону Кирхгофа запишем уравнения напряжений обмоток якоря для первой трехфазной системы (в дальнейшем для краткости будем записывать для статора уравнения только для первой трехфазной системы, для второй аналогичные уравнения получаются заменой индексов 1 и 2) [53]:

$$\begin{aligned} u_{a1} &= \frac{d\psi_{a1}}{dt} + r \cdot i_{a1}, \\ u_{b1} &= \frac{d\psi_{b1}}{dt} + r \cdot i_{b1}, \\ u_{c1} &= \frac{d\psi_{c1}}{dt} + r \cdot i_{c1}, \end{aligned} \quad (2.1)$$

u_{a1}, u_{b1}, u_{c1} – напряжения фаз $a1, b1, c1$ первой трехфазной системы статора;

$\psi_{a1}, \psi_{b1}, \psi_{c1}$ – потокосцепления фаз $a1, b1, c1$;

i_{a1}, i_{b1}, i_{c1} – токи фаз $a1, b1, c1$;

r – активное сопротивление фаз $a1, b1, c1$.

Для роторных контуров используем следующие уравнения, повторяющие аналогичные трехфазной машины с двумя демпферными контурами:

$$\begin{aligned} u_{fd} &= \frac{d\psi_{fd}}{dt} + r_{fd} \cdot i_{fd}, \\ 0 &= \frac{d\psi_{ed}}{dt} + r_{ed} \cdot i_{ed}, \\ 0 &= \frac{d\psi_{eq}}{dt} + r_{eq} \cdot i_{eq}, \end{aligned} \quad (2.2)$$

где u_{fd} – напряжение возбуждения;

$\psi_{fd}, \psi_{ed}, \psi_{eq}$ – потокосцепления контуров возбуждения, продольного и поперечного демпферного контура;

i_{fd}, i_{ed}, i_{eq} – токи соответствующих роторных контуров;

r_{fd}, r_{ed}, r_{eq} – активные сопротивления соответствующих роторных контуров.

Для рассмотрения (2.1) и (2.2) необходимо установить связь потокосцеплений и токов отдельных контуров. На основании принятых допущений потокосцепления обмоток можно вычислять в виде суммы потокосцепления самоиндукции и взаимной индукции со всеми остальными обмотками.

Для первой трехфазной системы:

$$\begin{aligned} \psi_{a1} &= l_{a1}i_{a1} + m_{a1b1}i_{b1} + m_{a1c1}i_{c1} + m_{a1a2}i_{a2} + m_{a1b2}i_{b2} + m_{a1c2}i_{c2} + m_{a1fd}i_{fd} + m_{a1ed}i_{ed} + m_{a1eq}i_{eq}, \\ \psi_{b1} &= m_{b1a1}i_{a1} + l_{b1}i_{b1} + m_{b1c1}i_{c1} + m_{b1a2}i_{a2} + m_{b1b2}i_{b2} + m_{b1c2}i_{c2} + m_{b1fd}i_{fd} + m_{b1ed}i_{ed} + m_{b1eq}i_{eq}, \\ \psi_{c1} &= m_{c1a1}i_{a1} + m_{c1b1}i_{b1} + l_{c1}i_{c1} + m_{c1a2}i_{a2} + m_{c1b2}i_{b2} + m_{c1c2}i_{c2} + m_{c1fd}i_{fd} + m_{c1ed}i_{ed} + m_{c1eq}i_{eq}, \end{aligned} \quad (2.3)$$

где l_{a1}, l_{b1}, l_{c1} – собственные индуктивности фаз $a1, b1, c1$;

$m_{a1b1}, m_{a1c1}, m_{a1a2}, m_{a1b2}, m_{a1c2}$ – взаимные индуктивности между фазами $a1$ и $b1, c1, a2, b2, c2$;

$m_{b1a1}, m_{b1c1}, m_{b1a2}, m_{b1b2}, m_{b1c2}$ – взаимные индуктивности между фазами $b1$ и $a1, c1, a2, b2, c2$;

$m_{c1a1}, m_{c1b1}, m_{c1a2}, m_{c1b2}, m_{c1c2}$ – взаимные индуктивности между фазами $c1$ и $a1, b1, a2, b2, c2$;

i_{a2}, i_{b2}, i_{c2} – токи фаз $a2, b2, c2$;

$m_{a1fd}, m_{a1ed}, m_{a1eq}, m_{a1e}, m_{b1ed}, m_{b1eq}, m_{c1fd}, m_{c1ed}, m_{c1eq}$ – взаимные индуктивности между фазами $a1, b1, c1$, статора и контурами возбуждения, продольного и поперечного демпферного контура соответственно.

Уравнения потокосцеплений роторных контуров:

$$\begin{aligned}\psi_{fd} &= m_{fda1}i_{a1} + m_{fdb1}i_{b1} + m_{fdc1}i_{c1} + m_{fda2}i_{a2} + m_{fdb2}i_{b2} + m_{fdc2}i_{c2} + l_{fd}i_{fd} + m_{fed}i_{ed}, \\ \psi_{ed} &= m_{eda1}i_{a1} + m_{edb1}i_{b1} + m_{edc1}i_{c1} + m_{eda2}i_{a2} + m_{edb2}i_{b2} + m_{edc2}i_{c2} + m_{edfd}i_{fd} + l_{ed}i_{ed}, \\ \psi_{eq} &= m_{eqa1}i_{a1} + m_{eqb1}i_{b1} + m_{eqc1}i_{c1} + m_{eqa2}i_{a2} + m_{eqb2}i_{b2} + m_{eqc2}i_{c2} + l_{eq}i_{eq},\end{aligned}\quad (2.4)$$

Где $m_{fda1}, m_{fdb1}, m_{fdc1}, m_{fda2}, m_{fdb2}, m_{fdc2}$, – взаимные индуктивности между обмоткой возбуждения и фазами $a1, b1, c1, a2, b2, c2$;

$m_{eda1}, m_{edb1}, m_{edc1}, m_{eda2}, m_{edb2}, m_{edc2}$ – взаимные индуктивности между продольным демпферным контуром и фазами $a1, b1, c1, a2, b2, c2$;

$m_{eqa1}, m_{eqb1}, m_{eqc1}, m_{eqa2}, m_{eqb2}, m_{eqc2}$ – взаимные индуктивности между поперечным демпферным контуром и фазами $a1, b1, c1, a2, b2, c2$;

l_{fd}, l_{ed}, l_{eq} – собственные индуктивности обмотки возбуждения, продольного и поперечного демпферного контура;

m_{fed}, m_{edfd} – взаимные индуктивности между обмоткой возбуждения и продольным демпферным контуром.

2.2 Индуктивности, входящие в выражения для потокосцеплений

При рассмотрении индуктивностей следует воспользоваться классическими допущениями теории обмоток машин переменного тока [11]:

- Магнитная проницаемость стали бесконечна, что в простейшем случае может быть приближенно учтено введением коэффициента насыщения k_μ .
- Воздушный зазор мал по сравнению с полюсным делением и радиусом статора, равномерен, пазы отсутствуют. Зубчатость статора и ротора может быть учтена соответствующим коэффициентом воздушного зазора k_δ .
- Фазы обмотки статора представляются сосредоточенными катушками с диаметральной шагом, состоящими из w витков безразмерного проводника, расположенными на поверхности статора. Распределение обмотки статора учитывается обмоточным коэффициентом $k_{об1}$.

2.2.1 Индуктивности самоиндукции

В общем виде индуктивность самоиндукции любой фазы статорной обмотки представляется в виде [14], Гн:

$$l_x = l_0 + l_2 \cos(2\gamma + \alpha), \quad (2.5)$$

где l_0 – постоянная составляющая индуктивности, Гн;

l_2 – переменная составляющая индуктивности, Гн;

γ – угол положения ротора, рад;

α – угол между осью соответствующей обмотки и осью фазы aI , рад.

Вследствие неявнополюсности ротора турбогенератора индуктивности самоиндукции фаз не будут зависеть от положения ротора: $l_2 = 0$, Гн. В свою очередь l_0 представим в виде суммы двух составляющих:

$$l_0 = l_{a\delta} + l_\sigma, \quad (2.6)$$

где $l_{a\delta}$ – индуктивность, соответствующая магнитному потоку, пересекающему воздушный зазор;

l_σ – индуктивность, соответствующая потоку рассеяния, который может быть учтен в дальнейшем отдельно.

Составляющая $l_{a\delta}$ может быть определена делением потокосцепления, созданного собственным током фазы на этот ток. Для простоты будем определять коэффициент самоиндукции для фазы aI .

Амплитуда магнитодвижущей силы (МДС) основной гармоники фазы обмотки статора, обтекаемой гармоническим током i_{a1} составляет, А:

$$F_{1m} = \frac{2}{p\pi} w_1 k_{o\delta 1} i_{a1}, \quad (2.7)$$

где w_1 – число витков фазы обмотки статора;

p – число пар полюсов ротора.

Для заданного момента времени (например, для начального, когда ток фазы aI имеет амплитудное значение) пространственное распределение основной гармоники МДС вдоль воздушного зазора описывается уравнением:

$$f_1(\alpha) = F_{1m} \cos \alpha = \frac{2}{p\pi} w_1 k_{o\delta 1} i_{a1} \cos \alpha. \quad (2.8)$$

Распределение основной гармоники индукции:

$$B_1(\alpha) = \frac{2}{p\pi} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w_1 k_{o\delta 1} i_{a1} \cos \alpha. \quad (2.9)$$

где μ_0 – магнитная постоянная, Гн/м;

δ – величина воздушного зазора, мм.

Поток основной гармонической, связанный с обмоткой $a1$, определим через среднюю индукцию, Вб:

$$\Phi_1 = \frac{1}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \tau l_\delta B(\alpha) d\alpha = \frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w_1 k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \cos \alpha d\alpha = \frac{4}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w_1 k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta, \quad (2.10)$$

где τ – полюсное деление статора;

l_δ – средняя длина воздушного зазора, мм.

Потокосцепление фазы $a1$, Вб:

$$\Psi_{a1\delta} = \Phi_1 w k_{o\delta 1}, \quad (2.11)$$

и соответственно индуктивность, соответствующая магнитному потоку, пересекающему воздушный зазор, Гн:

$$l_{a\delta} = \frac{\Psi_{a1\delta}}{i_{a1}} = \frac{4}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w_1^2 k_{o\delta 1}^2 \tau l_\delta. \quad (2.12)$$

Вследствие магнитной и электрической симметрии обмоток собственные индуктивности фаз равны:

$$l_{a1} = l_{b1} = l_{c1} = l_{a2} = l_{b2} = l_{c2} = l_{a\delta} + l_\sigma = l_a. \quad (2.13)$$

2.2.2 Индуктивности взаимной индукции трехфазной системы

В общем виде взаимная индуктивность между m_{xy} фазами трехфазной системы выразим уравнением, Гн [6]:

$$m_{xy} = m_0 + l_2 \cos(2\gamma + \alpha'), \quad (2.14)$$

где m_0 – постоянная составляющая взаимной индуктивности;

α' – угол между магнитными осями фаз.

Поскольку магнитная проницаемость принята равной бесконечности, то, согласно принципу взаимности, взаимные индуктивности с переставленными подстрочными индексами равны. Как уже отмечалось, для турбогенераторов $l_2 = 0$ Гн.

Для определения взаимной индукции m_0 используем тот же подход, что и при определении коэффициента самоиндукции фазы: часть, образованная потоком взаимной индукции по пути основного потока определяется как отношение потокосцепления с обмоткой к току, его возбуждающему.

При протекании по фазе $a1$ гармонического тока i_{a1} , поток основной гармонической, связанный с обмоткой $b1$, может быть определен через среднюю индукцию в зазоре с учетом подстановки пределов интегрирования, соответствующих положению начала и конца фазы относительно оси обмотки $a1$, Вб:

$$\Phi_{ab1\delta} = \frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta \int_{-\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}}^{\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}} \cos \alpha d\alpha = -\frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta. \quad (2.15)$$

Тогда взаимная индуктивность, Гн:

$$m_{a1b1\delta} = \frac{\Psi_{a1b1\delta}}{i_{a1}} = -\frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w^2 k_{o\delta 1}^2 \tau l_\delta = -\frac{l_{a\delta}}{2}. \quad (2.16)$$

Для фазы $c1$ пределы интегрирования при определении потока составят $\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}$ и $-\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3}$, взаимная индуктивность с фазой $a1$ по путям основного потока, Гн:

$$m_{a1c1\delta} = \frac{\Psi_{a1c1}}{i_{a1}} = -\frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w^2 k_{o\delta 1}^2 \tau l_\delta = -\frac{l_{a\delta}}{2}. \quad (2.17)$$

Для взаимной индуктивности фаз $b1$ и $c1$ по путям основного потока выражение получается таким же. Для второй трехфазной системы, поскольку она повторяет первую со сдвигом по расточке статора, уравнения полностью аналогичны.

Таким образом, учитывая симметрию обмоток и магнитопроводов, отсутствие насыщения, для взаимных индуктивностей трехфазных систем можно записать следующее:

$$m_{a1b1} = m_{a1c1} = m_{b1c1} = m_{a2b2} = m_{a2c2} = m_{b2c2} = -\frac{l_{a\delta}}{2} + m_{a1b1\sigma}. \quad (2.18)$$

Если фазы одной трехфазной системы запитать током i_0 (что соответствует составляющей нулевой последовательности), то поток основной гармоники будет равен нулю:

$$\begin{aligned} \Psi_{a1} &= L_a i_0 + m_{a1b1} i_0 + m_{a1c1} i_0; \\ 0 &= (L_a + 2m_{a1b1}) i_0; \\ -2m_{a1b1} &= l_a; \\ l_{a\delta} - 2m_{a1b1\sigma} &= l_{a\delta} + l_\sigma; \\ m_{a1b1\sigma} &= -\frac{l_\sigma}{2}. \end{aligned} \quad (2.19)$$

Таким образом:

$$m_{a1b1} = -\frac{l_{a\delta}}{2} - \frac{l_{\sigma}}{2} = -\frac{l_a}{2}. \quad (2.20)$$

Полученные уравнения в равной мере свойственны и традиционным трехфазным обмоткам. Взаимные индуктивности фаз имеют отрицательное значение по сравнению с собственными индуктивностями фаз (так как магнитные оси фазы трехфазной системы сдвинуты на угол больший 90°) и равны её половинному значению, что согласуется с классической теорией трехфазных машин.

2.2.3 Индуктивности взаимоиндукции между трехфазными системами

Взаимные индуктивности между фазами трехфазных систем определим таким же образом, как и между фазами одной трехфазной системы с учетом соответствующих углов сдвига между магнитными осями обмоток (фазы второй системы сдвинуты на $\frac{\pi}{6}$ относительно первой). Таким образом, при определении взаимной индуктивности между фазами $a1$ и $a2$ необходимо в формуле для потока использовать пределы интегрирования $\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{6}$ и $-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{6}$, тогда магнитный поток между фазами $a1$ и $a2$, проходящий через воздушный зазор, Вб:

$$\Phi_{a1a2\delta} = \frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta \int_{-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{6}} \cos \alpha d\alpha = \frac{2\sqrt{3}}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta. \quad (2.21)$$

Индуктивность взаимоиндукции между фазами $a1$ и $a2$, определяемая потоком через воздушный зазор, Гн:

$$m_{a1a2\delta} = \frac{\Psi_{a1a2\delta}}{i_{a1}} = \frac{2\sqrt{3}}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w^2 k_{o\delta 1}^2 \tau l_\delta = \frac{\sqrt{3} l_{a\delta}}{2}. \quad (2.22)$$

Для фаз $a1$ и $b2$ пределы интегрирования будут $\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{6}$ и $-\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{6}$,

и поток между фазами $a1$ и $b2$, проходящий через воздушный зазор, Вб:

$$\Phi_{a1b2\delta} = \frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta \int_{-\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2} + \frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{6}} \cos \alpha d\alpha = \frac{2\sqrt{3}}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta. \quad (2.23)$$

Индуктивность взаимоиндукции между фазами $a1$ и $b2$, определяемая потоком через воздушный зазор, Гн:

$$m_{a1b2\delta} = \frac{\Psi_{a1b2\delta}}{i_{a1}} = -\frac{2\sqrt{3}}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w^2 k_{o\delta 1}^2 \tau l_\delta = -\frac{\sqrt{3} l_{a\delta}}{2}. \quad (2.24)$$

Для фаз $a1$ и $c2$ пределы интегрирования будут $\frac{\pi}{2} + \frac{4\pi}{3} + \frac{\pi}{6}$ и $-\frac{\pi}{2} + \frac{4\pi}{3} + \frac{\pi}{6}$,

магнитный поток между фазами $a1$ и $b2$, проходящий через воздушный зазор, Вб:

$$\Phi_{a1c2\delta} = \frac{2}{p\pi^2} \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} w k_{o\delta 1} i_{a1} \tau l_\delta \int_{-\frac{\pi}{2} + \frac{4\pi}{3} + \frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{2} + \frac{4\pi}{3} + \frac{\pi}{6}} \cos \alpha d\alpha = 0, \quad (2.25)$$

и индуктивность взаимоиндукции, Гн:

$$m_{a1c2\delta} = 0. \quad (2.26)$$

Для других фаз уравнения аналогичны. С учётом симметрии и отсутствия насыщения взаимные индуктивности фаз трехфазных систем:

$$\begin{aligned} m_{a1a2} = m_{a2a1} = m_{b1b2} = m_{b2b1} = m_{c1c2} = m_{c2c1} &= \frac{\sqrt{3} l_{a\delta}}{2} + m_{a1a2\sigma}, \\ m_{a1b2} = m_{b2a1} = m_{b1c2} = m_{c2b1} = m_{c1a2} = m_{a2c1} &= -\frac{\sqrt{3} l_{a\delta}}{2} - m_{a1b2\sigma}, \\ m_{a1c2} = m_{c2a1} = m_{b1a2} = m_{a2b1} = m_{c1b2} = m_{b2c1} &= m_{a1c2\sigma}. \end{aligned} \quad (2.27)$$

Взаимная индуктивность для взаимно перпендикулярных контуров (каковыми в нашем случае являются фазы $a1$ и $c2$; $b1$ и $a2$; $c1$ и $b2$) вследствие исполь-

зованных обычных допущений принимается равной нулю [6], не учитывая индуктивность по путям рассеяния $m_{a1c2\sigma}$, имеющую малое значение. Таким образом, в индуктивностях взаимоиндукции между трехфазными системами в отличие от одной трехфазной системы появляется коэффициент $\sqrt{3}$, связанный со сдвигом магнитных осей обмоток трехфазных систем на 30 электрических градусов. Если все фазы запитать током i_0 , получим:

$$\begin{aligned} \Psi_{a1} &= l_a i_0 + m_{a1b1} i_0 + m_{a1c1} i_0 + m_{a1a2} i_0 + m_{a1b2} i_0 + m_{a1c2} i_0, \\ 0 &= \left(l_a + -\frac{l_a}{2} - \frac{l_a}{2} + \frac{\sqrt{3}l_{a\delta}}{2} + m_{a1a2\sigma} - \frac{\sqrt{3}l_{a\delta}}{2} - m_{a1b2\sigma} + 0 \right) i_0, \\ & m_{a1a2\sigma} = m_{a1b2\sigma}. \end{aligned} \quad (2.28)$$

На этом основании взаимные индуктивности равны:

$$\begin{aligned} m_{a1a2} &= m_{a2a1} = m_{b1b2} = m_{b2b1} = m_{c1c2} = m_{c2c1} = \\ &= -m_{a1b2} = -m_{b2a1} = -m_{b1c2} = -m_{c2b1} = -m_{c1a2} = -m_{a2c1} = \frac{\sqrt{3}l_{a\delta}}{2} + m_{a1a2\sigma}. \end{aligned} \quad (2.29)$$

2.2.4 Индуктивности взаимоиндукции между контурами статора и ротора

Индуктивности взаимоиндукции между контурами якоря и индуктора являются гармоническими функциями угла γ .

Для обмотки возбуждения:

$$\begin{aligned} m_{a1fd} &= m_{fda1} = m_{afd} \cos \gamma, & m_{a2fd} &= m_{fda2} = m_{afd} \cos \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right), \\ m_{b1fd} &= m_{fdb1} = m_{afd} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right), & m_{b2fd} &= m_{fdb2} = m_{afd} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right), \\ m_{c1fd} &= m_{fdc1} = m_{afd} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right), & m_{c2fd} &= m_{fdc2} = m_{afd} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right). \end{aligned} \quad (2.30)$$

Для продольного демпферного контура:

$$\begin{aligned}
 m_{a1ed} = m_{eda1} = m_{aed} \cos \gamma, & \quad m_{a2ed} = m_{eda2} = m_{aed} \cos \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right), \\
 m_{b1ed} = m_{edb1} = m_{aed} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right), & \quad m_{b2ed} = m_{edb2} = m_{aed} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right), \\
 m_{c1ed} = m_{edc1} = m_{aed} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right), & \quad m_{c2ed} = m_{edc2} = m_{aed} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right).
 \end{aligned} \tag{2.31}$$

Для поперечного демпферного контура:

$$\begin{aligned}
 m_{a1eq} = m_{eqa1} = m_{aeq} \sin \gamma, & \quad m_{a2eq} = m_{eqa2} = m_{aeq} \sin \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right), \\
 m_{b1eq} = m_{eqb1} = m_{aeq} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right), & \quad m_{b2eq} = m_{eqb2} = m_{aeq} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right), \\
 m_{c1eq} = m_{eqc1} = m_{aeq} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right), & \quad m_{c2eq} = m_{eqc2} = m_{aeq} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right).
 \end{aligned} \tag{2.32}$$

Между роторными контурами:

$$m_{fed} = m_{edfd}. \tag{2.33}$$

2.3 Преобразование уравнений к координатам, вращающимся вместе с ротором

Расчеты различных переходных процессов можно выполнять через непосредственное решение (2.1) и (2.2) [65]. Однако присутствие некоторых коэффициентов в (2.3)-(2.4) в качестве гармонических функций времени заставляет прибегать к численным методам. Такие расчеты не позволяют получить ясное представление физических явлений при переходных процессах, проследить аналитически взаимосвязь между переменными и параметрами машин, не позволяют использовать параметры удобные при аналитическом рассмотрении установившихся режимов и т.д.

Анализ уравнений (2.1) и (2.2) связан с задачей их существенного упрощения с помощью линейных преобразований с тем, чтобы получить уравнения с постоянными коэффициентами. Линейные преобразования играют существенную роль в теории электрических машин, и в настоящее время разработаны достаточно глубоко. Для упрощения будем использовать хорошо известные преобразования к синхронным осям d, q . Из-за наличия шести фаз (шесть исходных координатных осей $a1, b1, c1, a2, b2, c2$) в исходной системе, в новых координатах также необходимо использовать шесть переменных. Каждую трехфазную систему представим отдельно соответствующими эквивалентными контурами ($d1, d2, q1, q2, 01, 02$) с тем, чтобы выделить и проследить их электромагнитное воздействие.

В настоящем исследовании, чтобы упростить форму уравнений и облегчить сравнение с обычными трехфазными машинами энергосистемы, будем применять единую систему координат d, q , хотя в общем случае возможно применение для каждой системы своих координатных осей.

Воспользуемся следующим линейным преобразованием для токов первой системы:

$$\begin{aligned} i_{d1} &= \frac{2}{3} \left(i_{a1} \cos \gamma + i_{b1} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + i_{c1} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) \right), \\ i_{q1} &= -\frac{2}{3} \left(i_{a1} \sin \gamma + i_{b1} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + i_{c1} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) \right), \\ i_{01} &= \frac{1}{3} (i_{a1} + i_{b1} + i_{c1}). \end{aligned} \quad (2.34)$$

Это преобразование хорошо известно для трехфазных машин. Для нахождения токов i_{d2}, i_{q2} второй трехфазной системы вместо угла γ необходимо использовать угол $\gamma - \frac{\pi}{6}$, ток нулевой последовательности i_{02} находится аналогично первой системе.

Преобразуем выражения роторных контуров, подставляя в (2.4) полученные уравнения для индуктивностей и используя линейное преобразование токов:

$$\begin{aligned}\psi_{fd} &= \frac{3}{2}m_{afd}i_{d1} + \frac{3}{2}m_{afd}i_{d2} + l_{fd}i_{fd} + m_{fed}i_{ed}, \\ \psi_{ed} &= \frac{3}{2}m_{aed}i_{d1} + \frac{3}{2}m_{aed}i_{d2} + m_{fed}i_{fd} + l_{ed}i_{ed}, \\ \psi_{eq} &= -\frac{3}{2}m_{aeq}i_{q1} - \frac{3}{2}m_{aeq}i_{q2} + l_{eq}i_{eq}.\end{aligned}\tag{2.35}$$

Воздействие второй трехфазной системы статора на потокосцепления роторных контуров проявляется в уравнениях (2.35) в наличии дополнительных членов $\frac{3}{2}m_{afd}i_{d2}$, $\frac{3}{2}m_{aed}i_{d2}$, $\frac{3}{2}m_{aeq}i_{q2}$, которые в аналогичных уравнениях трехфазных машин отсутствуют.

Используем для потокосцеплений аналогичные по виду линейные преобразования:

$$\begin{aligned}\psi_{d1} &= \frac{2}{3}\left(\psi_{a1}\cos\gamma + \psi_{b1}\cos\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + \psi_{c1}\cos\left(\gamma - \frac{4\pi}{3}\right)\right), \\ \psi_{q1} &= -\frac{2}{3}\left(\psi_{a1}\sin\gamma + \psi_{b1}\sin\left(\gamma - \frac{2\pi}{3}\right) + \psi_{c1}\sin\left(\gamma - \frac{4\pi}{3}\right)\right), \\ \psi_{01} &= \frac{1}{3}(\psi_{a1} + \psi_{b1} + \psi_{c1}).\end{aligned}\tag{2.36}$$

После математических преобразований можно записать систему уравнений для потокосцеплений первой системы статора (для второй следует заменить индексы 1 и 2):

$$\begin{aligned}\psi_{d1} &= (l_a - m_{a1b1})i_{d1} + \sqrt{3}m_{a1a2}i_{d2} + m_{afd}i_{fd} + m_{aed}i_{ed}, \\ \psi_{q1} &= (l_a - m_{a1b1})i_{q1} + \sqrt{3}m_{a1a2}i_{q2} + m_{aeq}i_{eq}, \\ \psi_{01} &= (l_a + 2m_{a1b1})i_{01}.\end{aligned}\tag{2.37}$$

В отличие от трехфазных машин в (2.37) для потокосцеплениях по осям d и q проявляются дополнительные члены $\sqrt{3}m_{a1a2}i_{d2}$, $\sqrt{3}m_{a1a2}i_{d1}$, $\sqrt{3}m_{a1a2}i_{q2}$, $\sqrt{3}m_{a1a2}i_{q1}$, которые отражают взаимное влияние трехфазных систем. Появление $\sqrt{3}$ у взаимной индуктивности m_{a1a2} связано с приведением к одной оси обмоток со смещенными магнитными осями, что несколько усложняет вид полученных уравнений и их исследование в дальнейшем. Поэтому при переходе к относительным единицам имеет смысл избежать его записи, соответственно изменив величину взаимной индуктивности между трехфазными системами. Кроме того, можно сделать вывод, что индуктивности нулевой последовательности для обеих трехфазных систем равны и независимы друг от друга, а потому могут рассчитываться по аналогии с традиционной трехфазной обмоткой статора.

В (2.35) перед взаимными индуктивностями обмоток статора и ротора имеются коэффициенты $3/2$, в (2.37) перед взаимными индуктивностями соответствующих контуров эти коэффициенты отсутствуют. То есть, здесь нарушается физический принцип взаимности индуктивно-связанных контуров. Это затруднение хорошо известно из рассмотрения трехфазных машин и связано с выбором используемого преобразования для токов и потокосцеплений: максимальные токи и потокосцепления контуров $d1$, $d2$, $q1$, $q2$ равны амплитудам токов и потокосцеплений одной фазной обмотки статора, но эти эквивалентные контуры должны отражать магнитное воздействие трех фазных обмоток статора соответствующих систем (1 и 2) на ротор по соответствующей оси. При другом выборе уравнений для линейных преобразований подобное затруднение можно избежать ценой нарушения равенства между максимальными потокосцеплениями и токами эквивалентных контуров и амплитудами фазных значений, однако в целях исследования это является менее удобным [81]. На практике предпочитают пользоваться приведенными токами и индуктивностями цепей ротора, позволяющими записать (2.35) без коэффициентов $3/2$. Это приводит к более удобной, наглядной записи и соблюдению физических представлений о принципе взаимности индуктивно-связанных конту-

ров, что в свою очередь позволяет представлять все контура по продольной или поперечной оси в виде некоторой эквивалентной статической электрической схемы. Необходимые преобразования:

$$i'_{fd} = \frac{2}{3}i_{fd}, \quad l'_{fd} = \frac{2}{3}l_{fd}, \quad i'_{ed} = \frac{2}{3}i_{ed}, \quad m'_{afd} = \frac{2}{3}m_{afd}, \quad (2.38)$$

обычно производятся одновременно с переходом к относительным единицам [38], о чём будет сказано в дальнейшем.

Для напряжений статора используем следующие линейные преобразования:

$$\begin{aligned} u_{d1} &= \frac{2}{3} \left[u_{a1} \cos \gamma + u_{b1} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + u_{c1} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) \right], \\ u_{q1} &= -\frac{2}{3} \left[u_{a1} \sin \gamma + u_{b1} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + u_{c1} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) \right], \\ u_{01} &= \frac{1}{3} [u_{a1} + u_{b1} + u_{c1}]. \end{aligned} \quad (2.39)$$

Выполнив математические преобразования, запишем в новых координатах систему уравнений напряжений первой трехфазной системы статора:

$$\begin{aligned} u_{d1} &= \frac{d\psi_{d1}}{dt} - \psi_{q1} \omega + r i_{d1}, \\ u_{q1} &= \frac{d\psi_{q1}}{dt} + \psi_{d1} \omega + r i_{q1}, \\ u_{01} &= \frac{d\psi_{01}}{dt} + r i_{01}, \end{aligned} \quad (2.40)$$

где ω – угловая скорость вращения ротора.

2.4 Уравнение движения ротора

Уравнения (2.40) для рассмотрения процессов при изменении скорости вращения необходимо дополнить уравнением, описывающим движение вращаю-

щегося ротора. Дифференциальное уравнение движения ротора сформируем следующим образом:

$$J \frac{d\omega}{dt} = m_t - m_e. \quad (2.41)$$

где J – момент инерции вращающихся частей;

m_t – момент турбины;

m_e – электромагнитный момент.

Такая форма записи отражает генераторный режим работы: приводящий момент турбины (за вычетом механических потерь) m_t уравнивается тормозящим электромагнитным моментом m_e , создаваемым нагрузкой сети и потерями генератора. Определим m_e для установившегося режима работы, так как он не зависит от производных токов по времени [6].

Полная мощность генератора в d, q координатах, Вт:

$$P = \frac{3}{2} (u_{d1} i_{d1} + u_{q1} i_{q1} + u_{d2} i_{d2} + u_{q2} i_{q2}) + 3u_{02} i_{02} + 3u_{02} i_{02}, \quad (2.42)$$

мощность электрических потерь, Вт:

$$P_m = \left(\frac{3}{2} (i_{d1}^2 + i_{q1}^2 + i_{d2}^2 + i_{q2}^2) + 3i_{01}^2 + 3i_{02}^2 \right) r. \quad (2.43)$$

Сложив их и учтя выражения для напряжений (2.40) (при равенстве нулю производных), получим внутреннюю мощность генератора (без учета мощности, затрачиваемой на изменение энергии магнитных полей), Вт:

$$P_e = \frac{3}{2} (\psi_{d1} i_{q1} + \psi_{d2} i_{q2} - \psi_{q1} i_{d1} - \psi_{q2} i_{d2}) \omega. \quad (2.44)$$

Теперь можно определить электромагнитный момент, Нм:

$$m_e = \frac{P_e}{\omega} = \frac{3}{2} (\psi_{d1} i_{q1} + \psi_{d2} i_{q2} - \psi_{q1} i_{d1} - \psi_{q2} i_{d2}). \quad (2.45)$$

С учетом этого выражения уравнение движения ротора запишем следующим образом:

$$J \frac{d\omega}{dt} = \frac{3}{2} (\psi_{d1} i_{q1} + \psi_{d2} i_{q2} - \psi_{q1} i_{d1} - \psi_{q2} i_{d2}) + m_t. \quad (2.46)$$

Каждая трехфазная система вносит свой вклад в электромагнитный момент, который определяется в соответствии с классическими представлениями теории трехфазных машин:

$$\frac{3}{2} (\psi_{d1} i_{q1} - \psi_{q1} i_{d1}) \text{ и } \frac{3}{2} (\psi_{d2} i_{q2} - \psi_{q2} i_{d2}). \quad (2.47)$$

Коэффициент 3/2 связан с эквивалентированием трехфазных систем двухфазной системой контуров. Для простоты записи и восприятия, как и в случае с взаимными индуктивностями роторных и статорных контуров, имеет смысл при переходе к относительным единицам избавиться от его записи.

2.5 Система относительных единиц

В теории синхронных машин принято использовать величины, входящие в уравнения, в относительных единицах, то есть в долях одноименных физических единиц, называемых базисными величинами [13; 61]. Такой подход упрощает запись уравнений за счет освобождения от некоторых постоянных коэффициентов, облегчает вычисления, поскольку все величины имеют близкие порядки (доли единицы), делает возможным сравнение результатов для машин разной мощности.

При определении базисных величин необходимо исходить из удобства исследования, при этом математическая связь между ними должна соответствовать обычным выражениям в реальных величинах. Только в таком случае сохраняться соотношения между величинами в относительных и абсолютных единицах. Поэтому принципиально не важно соответствуют ли базисные ток и напряжение номинальным, важно как с их помощью определяются базисные мощность, момент и параметры машины.

Для шестифазных машин имеется некоторое разнообразие при выборе базисной мощности. Обычно в качестве базисной используется мощность, ВА:

$$P_{\sigma} = \frac{m}{2} I_{\sigma} U_{\sigma}, \quad (2.48)$$

где m – число фаз.

В процессе формальных преобразований с переходом от фазных к d, q координатам трехфазные системы эквивалентизируются продольно-поперечными контурами отдельно каждая, что вызывает появление коэффициентов $3/2$ при взаимных индуктивностях $m_{afd}, m_{aed}, m_{aeq}$ в (2.35), нарушающих принцип взаимности для взаимных индуктивностей. Эти коэффициенты исключаются при переходе к относительным измерениям при $m=3$ и равными базисными мощностями контуров по ротору $P_{\sigma} = P_{f\sigma} = P_{e\sigma}$. Кроме того, в уравнении движения ротора (2.46) суммарный электромагнитный момент имеет две составляющие, отражающие действие каждой трехфазной системы. Поэтому определение базисной мощности по обычной формуле при $m=6$ наименее оправдано.

Кроме того, в качестве базисной может быть принята мощность одной трехфазной системы, равная половине мощности генератора. В этом случае при номинальной нагрузке обеих трехфазных систем мощность генератора будет равна 2 о.е., таким же будет момент на валу в номинальном режиме, что создает некоторые неудобства.

Так как мощные шестифазные турбогенераторы предназначены для включения на параллельную работу в трехфазную систему, целесообразно использовать параметры, приведенные к системным базисам. Таким образом, наиболее удобным для исследования будет рассматривать генератор в качестве эквивалентного трехфазного ($m=3$).

Из уравнения базисной мощности трехфазной машины:

$$P_{\bar{o}} = \frac{3}{2} I_{\bar{o}} U_{\bar{o}} \quad (2.49)$$

при $U_{\bar{o}} = \sqrt{2} U_n$ следует, что для сохранения соотношений между величинами за базисный ток следует принять удвоенную амплитуду фазного тока. Тогда базисное сопротивление статора получается в два раза меньше обычно принимаемого. В этом случае, относительные сопротивления шестифазной машины становятся сопоставимы с аналогичными эквивалентными параметрами высоко использованных обычных турбогенераторов, упрощается анализ процессов в системе с шестифазными машинами.

Для статора воспользуемся следующими базисными величинами:

- 1) базисный ток $I_{\bar{o}} = 2\sqrt{2} I_n$, А;
- 2) базисное напряжение $U_{\bar{o}} = \sqrt{2} U_n$, В;
- 3) базисное сопротивление $Z_{\bar{o}} = U_{\bar{o}} / I_{\bar{o}}$, Ом;
- 4) базисная индуктивность $L_{\bar{o}} = Z_{\bar{o}} / \omega_{\bar{o}} = \Psi_{\bar{o}} / I_{\bar{o}}$, Гн;
- 5) базисная угловая скорость $\omega_{\bar{o}} = 2\pi f_n$, рад/с;
- 6) базисное время $t_{\bar{o}} = 1 / \omega_{\bar{o}}$, с;

7) базисное потокосцепление статора соответствует потокосцеплению, индуктирующему в обмотке статора базисное напряжение при базисной угловой частоте $\Psi_{\sigma} = U_{\sigma} / \omega_{\sigma}$, Вб;

$$\Psi_{\sigma} = U_{\sigma} / \omega_{\sigma}, \text{ Вб};$$

8) базисный момент $M_{\sigma} = p P_{\sigma} / \omega_{\sigma}$, Нм.

В связи с тем, что по каждой из осей ротора учитывается одна демпферная обмотка, целесообразно принимать базисные мощности всех контуров равными:

$$P_{\sigma} = P_{f\sigma} = P_{e\sigma}, \quad (2.50)$$

где $P_{f\sigma}$ – базисная мощность обмотки возбуждения;

$P_{e\sigma}$ – базисная мощность продольного и поперечного демпферных контуров.

Базисные токи контуров ротора целесообразно выбрать такими, чтобы обеспечить равенство относительных значений взаимоиндуктивностей (базисные единицы Ранкина). В этом случае для всех контуров в продольной оси используется только одна индуктивность m_{ad} :

$$\frac{m_{afd}}{m_{afd\sigma}} = \frac{m_{fed}}{m_{fed\sigma}} = \frac{m_{aed}}{m_{aed\sigma}} = m_{ad}. \quad (2.51)$$

Для демпферного контура в поперечной оси принимаются те же базисы, что и для контура в продольной оси. В таком случае все выражения упрощаются, сокращается количество параметров, наиболее просто составляются эквивалентные схемы замещения.

9) Соотношение базисных токов для обмотки возбуждения и демпферных контуров имеет вид [6]:

$$\frac{I_{f\sigma}}{I_{\sigma}} = \frac{1,5w_1k_{o\sigma 1}}{2pw_{fd}} \frac{k_{\sigma 1}}{k_{\sigma 0}}, \quad \frac{I_{ed\sigma}}{I_{\sigma}} = \frac{1,5w_1k_{o\sigma 1}}{2pw_{ed}} \frac{k_{f1}}{k_{\sigma 0}}, \quad (2.52)$$

где w_{fd} – число витков обмотки ротора;

w_{ed} – число витков демпферного контура;

$k_{f1} = \frac{B_{f1}}{B_{\delta m}}$ – отношение амплитуды первой гармоники индукции поля обмотки

возбуждения к её максимальному значению;

$k_{\delta 1}$ – отношение амплитуды первой гармоники индукции поля возбужденного демпферного контура с шагом полюсного деления к максимальному значению индукции этого поля (практически можно принимать $k_{\delta 1} \approx k_{f1}$);

$k_{\delta 0}$ – определяется аналогично $k_{\delta 1}$ в предположении, что поток первой гармонической равен действительному потоку, возникшему при возбуждении эквивалентного демпферного контура.

Кроме указанной системы базисов для роторных контуров в ряде случаев имеет смысл применять так называемую «систему x_{ad} », при которой базисные мощности всех контуров равны, а базисный ток возбуждения $I_{f\bar{\sigma}}$ создает поле, индуктирующее в фазной обмотке напряжение амплитудой $x_{ad}I_{\bar{\sigma}}$. В этом случае соотношение базисных токов имеет вид:

$$\frac{I_{f\bar{\sigma}}}{I_{\bar{\sigma}}} = 1,91 \frac{w_1 k_{o\bar{\sigma}1} k_{\delta 1}}{2pw_{fd} k_{f1}}, \quad \frac{I_{ed\bar{\sigma}}}{I_{\bar{\sigma}}} = 1,91 \frac{w_1 k_{o\bar{\sigma}1} k_{d1}}{2pw_{ed} k_{\delta 1}}, \quad (2.53)$$

где $k_{d1} = \frac{B_{d1}}{B_{\delta m}}$ – отношение амплитуды первой гармоники индукции поля реакции

якоря к максимальному её значению.

При холостом ходе, синхронной частоте вращения и номинальном напряжении, когда в относительных единицах: $u_d^* = 0$, $u_q^* = 1$, $\omega^* = 1$, ток возбуждения:

$$i_{fd}^* = \frac{1}{x_{ad}}, \quad (2.54)$$

где x_{ad} – индуктивное сопротивление реакции якоря, о.е.;

Если по результатам электромагнитного расчета найден ток возбуждения i_δ (А), соответствующий МДС воздушного зазора при холостом ходе и номинальном напряжении, то:

$$i_{fd}^* = \frac{i_\delta}{I_{f\bar{0}}}; \quad I_{f\bar{0}} = i_\delta x_{ad}, \text{ А}; \quad U_{f\bar{0}} = \frac{P_{\bar{0}}}{I_{f\bar{0}}} = \frac{3}{2} U_{f\bar{0}} \frac{I_{\bar{0}}}{I_{f\bar{0}}}, \text{ В}; \quad Z_{f\bar{0}} = \frac{U_{f\bar{0}}}{I_{f\bar{0}}}, \text{ Ом}. \quad (2.55)$$

Особенностью применяемых базисных величин является то, что в относительных единицах индуктивность любого контура количественно равна индуктивному сопротивлению при базисной частоте.

Здесь величины в относительных единицах обозначены знаком *, в дальнейшем, если не оговорено отдельно, везде будут использоваться относительные единицы, не прибегая к специальным обозначениям. В уравнениях будет использоваться синхронное время τ .

2.6 Индуктивные сопротивления статора, обусловленные полями взаимоиндукции и рассеяния отдельных контуров

В выражения для потокосцеплений (2.37) входят индуктивные параметры, отражающие магнитные взаимосвязи контуров. Индуктивности вида $l_a - m_{a1b1}$ для продольной и поперечной осей известны из теории трехфазных машин (выражения принимают такой вид в случае неявнополюсности ротора), и обозначаются как продольная l_d и поперечная l_q индуктивности. Соответствующие им индуктивные сопротивления носят название синхронных индуктивных сопротивлений по продольной x_d и поперечной x_q осям. Формально эти сопротивления принято представлять в виде суммы индуктивного сопротивления реакции якоря x_{ad} ,

соответствующего полю реакции якоря, и индуктивного сопротивления рассеяния x_{σ} , соответствующей полю рассеяния якоря:

$$x_d = x_{ad} + x_{\sigma}. \quad (2.56)$$

Индуктивное сопротивление взаимоиндукции трехфазных систем x_{12} можно представить, исходя из аналогичных соображений, в виде суммы индуктивного сопротивления реакции якоря x_{ad} и индуктивного сопротивления рассеяния $x_{\sigma_{12}}$, соответствующего взаимоиндукции трехфазных систем по путям потоков рассеяния:

$$x_{12} = x_{ad} + x_{\sigma_{12}}. \quad (2.57)$$

Для неявнополюсной конструкции и симметричных обмоток статора параметры для продольной и поперечной осей будут одинаковыми.

Для учёта электромагнитного влияния каждой трехфазной системы индуктивные сопротивления рассеяния каждой системы x_{σ_1} , x_{σ_2} также представим состоящими из двух составляющих: «собственного» рассеяния каждой системы $x_{\sigma_{11}}$, $x_{\sigma_{22}}$, соответствующих полям само- и взаимоиндукции фаз одной системы, и «взаимного» рассеяния $x_{\sigma_{12}}$, соответствующего взаимоиндукции трехфазных систем по путям потоков рассеяния:

$$\begin{aligned} x_{\sigma_1} &= x_{\sigma_{11}} + x_{\sigma_{12}}, \\ x_{\sigma_2} &= x_{\sigma_{22}} + x_{\sigma_{12}}. \end{aligned} \quad (2.58)$$

Представление индуктивных сопротивлений рассеяния в такой форме позволяет проследить взаимное влияние трехфазных систем и учитывать несимметрию по параметрам.

Параметры $x_{\sigma_{11}}$, $x_{\sigma_{22}}$ в общем случае не равны из-за различия в параметрах до места короткого замыкания на генераторном напряжении, токопроводах и

блочного трансформатора, в случае их учета, и т.д. В случае полной симметрии

$$x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}.$$

2.7 Уравнения шестифазного генератора в относительных единицах

Система уравнений шестифазного турбогенератора в используемых относительных единицах будет выглядеть следующим образом (для второй трехфазной системы статора уравнения получаются заменой индексов 1 и 2):

$$\begin{aligned} u_{d1} &= \frac{d\psi_{d1}}{d\tau} - \psi_{q1}\omega + ri_{d1}, \\ u_{q1} &= \frac{d\psi_{q1}}{d\tau} + \psi_{d1}\omega + ri_{q1}, \\ u_{01} &= \frac{d\psi_{01}}{d\tau} + ri_{01}, \\ u_{fd} &= \frac{d\psi_{fd}}{d\tau} + r_{fd} \cdot i_{fd}, \\ 0 &= \frac{d\psi_{ed}}{d\tau} + r_{ed} \cdot i_{ed}, \\ 0 &= \frac{d\psi_{eq}}{d\tau} + r_{eq} \cdot i_{eq}. \end{aligned} \tag{2.59}$$

И уравнения связи потокосцеплений и токов:

$$\begin{aligned} \psi_{d1} &= x_{\sigma 11}i_{d1} + x_{\sigma 12}(i_{d1} + i_{d2}) + x_{ad}(i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + i_{ed}), \\ \psi_{q1} &= x_{\sigma 11}i_{q1} + x_{\sigma 12}(i_{q1} + i_{q2}) + x_{aq}(i_{q1} + i_{q2} + i_{eq}), \\ \psi_{01} &= x_0i_{01}, \\ \psi_{fd} &= x_{\sigma fd}i_{fd} + x_{ad}(i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + i_{ed}), \\ \psi_{ed} &= x_{\sigma ed}i_{ed} + x_{ad}(i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + i_{ed}), \\ \psi_{eq} &= x_{\sigma eq}i_{eq} + x_{aq}(i_{q1} + i_{q2} + i_{eq}), \end{aligned} \tag{2.60}$$

где $x_{\sigma fd}$ – индуктивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения;

$x_{\sigma ed}$, $x_{\sigma eq}$ – индуктивные сопротивления рассеяния демпферных контуров.

Уравнение движения ротора (2.46) в относительных единицах:

$$\frac{d}{d\tau} \omega = (\psi_{d1} i_{q1} + \psi_{d2} i_{q2} - \psi_{q1} i_{d1} - \psi_{q2} i_{d2} + m_t) H_j^{-1}, \quad (2.61)$$

где $H_j = \frac{J \omega_0^2}{M_0}$ – инерционная постоянная, о.е.

Нулевые составляющие в фазных токах i_{01} , i_{02} могут иметь место в несимметричных режимах при выведенных нейтралях [41], и соответствуют традиционной трехфазной машине. Соотношения между напряжениями u_{d1} и u_{d2} , u_{q1} и u_{q2} определяют условия внешней сети, то есть симметрии рассматриваемых режимов.

Рассмотрение переходных процессов заключается в:

- определении начальных условий, исходя из напряжений внешних источников;
- решении системы уравнений (2.59)-(2.60) численными методами;
- нахождению величин в фазных координатах с помощью обратных преобразований, приведенных в приложении А.

Из теории трехфазных машин известны преимущества, которые даёт преобразование уравнений к осям d , q [6; 7]. Так, при исследовании с их помощью установившихся режимов в (2.59) производные от потокосцеплений становятся равными нулю, а угловая скорость ω – единице, и тогда выражения существенно упрощаются.

В качестве примера рассмотрим установившееся короткое замыкание первой системы при холостом ходе второй. В случае пренебрежения активными сопротивлениями, можно рассматривать реакцию якоря в качестве чисто продольной размагничивающей: ток короткого замыкания совпадает с осью d , а вектор напряжения на разомкнутой системе – совпадает с осью q . В этом случае в (2.59) и (2.60) значения токов и напряжений составят: $i_{d1} = const$; $i_{d2}, i_{q1}, i_{q2} = 0$ и $u_{d1}, u_{d2}, u_{q1} = 0$; $u_{q2} = const$. Таким образом уравнения приводятся к простой системе из двух линейных.

В качестве другого примера рассмотрим режим установившегося короткого замыкания всех шести фаз при том же допущении о малости активного сопротивления обмотки статора: условиями по токам будут $i_{d1}, i_{d2} = const$; $i_{q1}, i_{q2} = 0$, а по напряжениям $u_{d1}, u_{d2}, u_{q1}, u_{q2} = 0$, и уравнения (2.59) и (2.60) сведутся к одному линейному уравнению.

Подобным образом может быть исследован широкий спектр эксплуатационных задач и простых переходных процессов.

2.8 Решение системы уравнений операторным методом для упрощенных задач

При рассмотрении дифференциальных уравнений зачастую применяют операторный метод с использованием преобразования Карсона-Хевисайда для перехода от исходной функции к её изображению. Основным достоинством этого метода является переход от операций интегрирования и дифференцирования оригинальных функций к алгебраическим действиям по отношению к их изображениям. В современных условиях операторный метод не утратил своей актуальности в отношении экономичной записи и быстроты решения упрощенных задач, применения частотных методов анализа, а также при исследовании параметров

машины и построении схем замещения. Операторный метод математически достаточно хорошо проработан в настоящее время. В общем случае полученные после преобразования алгебраические уравнения решаются относительно токов, которые затем преобразуются в функции времени по определенным правилам, которые обычно представлены в виде таблиц операторных изображений в математических справочниках.

В случае рассмотрения задач при неизменной частоте вращения ротора уравнения в операторной форме будут иметь вид исходных дифференциальных уравнений: вместо переменных – функций времени τ , будут их изображения – функции p , а знак дифференцирования по времени $\frac{d}{d\tau}$ заменяется оператором p . Поэтому далее для облегчения записи, изображения переменных обозначать так же, как их оригиналы, но с добавлением (p) для обозначения функциональной зависимости от p .

2.8.1 Операторные уравнения шестифазного турбогенератора

Рассматривая синхронную машину как элемент энергосистемы принято оперировать только с уравнениями напряжения статорных обмоток, исключая с помощью уравнений для роторных цепей токи роторных контуров, содержащиеся в выражениях для потокосцеплений статора [7].

После подстановки потокосцеплений роторных контуров из (2.60), уравнения напряжений роторных обмоток принимают вид:

$$\begin{aligned} u_{fd}(p) &= p(x_{ad}i_{d1}(p) + x_{ad}i_{d2}(p) + x_{fd}i_{fd}(p) + x_{ad}i_{ed}(p)) + r_{fd} \cdot i_{fd}(p), \\ 0 &= p(x_{ad}i_{d1}(p) + x_{ad}i_{d2}(p) + x_{ad}i_{fd}(p) + x_{ed}i_{ed}(p)) + r_{ed} \cdot i_{ed}(p), \\ 0 &= p(-x_{aq}i_{q1}(p) - x_{aq}i_{q2}(p) + x_{eq}i_{eq}(p)) + r_{eq} \cdot i_{eq}(p). \end{aligned} \quad (2.62)$$

Далее, решив совместно первые два уравнения найдем:

$$\begin{aligned} u_{fd}(p)(px_{ed} + r_{ed}) = & \left[p^2 x_{ad} x_{ed} + px_{ad} r_{ed} - p^2 x_{ad}^2 \right] i_{d1}(p) + \\ & + \left[p^2 x_{ad} x_{ed} + px_{ad} r_{ed} - p^2 x_{ad}^2 \right] i_{d2}(p) + \\ & + \left[p^2 x_{fd} x_{ed} + px_{fd} r_{ed} + px_{ed} r_{fd} + r_{ed} r_{fd} - p^2 x_{ad}^2 \right] i_{fd}(p). \end{aligned} \quad (2.63)$$

Откуда определим выражение для тока возбуждения

$$i_{fd}(p) = \frac{u_{fd}(p)(px_{ed} + r_{ed}) - px_{ad} [px_{\sigma ed} + r_{ed}] i_{d1}(p) - px_{ad} [px_{\sigma ed} + r_{ed}] i_{d2}(p)}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})}. \quad (2.64)$$

Аналогично может быть найдено выражение для продольного тока демпферного контура:

$$i_{ed}(p) = \frac{-px_{ad} u_{fd}(p) - px_{ad} [px_{\sigma fd} + r_{fd}] i_{d1}(p) - px_{ad} [px_{\sigma fd} + r_{fd}] i_{d2}(p)}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})}. \quad (2.65)$$

Подставляя (2.64) и (2.65) в выражение для ψ_{d1} по (2.60) получим:

$$\begin{aligned} \psi_{d1}(p) = & \frac{x_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})} u_{fd}(p) + \\ & + \left[x_{\sigma 12} + x_{\sigma 11} + \frac{x_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})} \right] i_{d1}(p) + \\ & + \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad} (px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})} \right] i_{d2}(p). \end{aligned} \quad (2.66)$$

Записывая кратко с использованием операторных коэффициентов (по аналогии с трехфазной машиной [41]):

$$\psi_{d1}(p) = G(p)u_{fd} + x_{d1}(p)i_{d1} + x_{d12}(p)i_{d2}, \quad (2.67)$$

где операторная проводимость:

$$G(p) = \frac{x_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})}, \quad (2.68)$$

и операторные сопротивления:

$$x_{d1}(p) = x_{\sigma 12} + x_{\sigma 11} + \frac{x_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})}; \quad (2.69)$$

$$x_{d12}(p) = x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd})}{(px_{\sigma ed} + r_{ed})(px_{\sigma fd} + r_{fd}) + px_{ad}(px_{\sigma ed} + r_{ed} + px_{\sigma fd} + r_{fd})}.$$

Таким же способом для поперечных контуров можно найти:

$$\psi_{q1} = \left[x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq}(px_{\sigma eq} + r_{eq})}{px_{aq} + px_{\sigma eq} + r_{eq}} \right] i_{q1} + \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq}(px_{\sigma eq} + r_{eq})}{px_{aq} + px_{\sigma eq} + r_{eq}} \right] i_{q2}. \quad (2.70)$$

Записывая кратко:

$$\psi_{q1}(p) = x_{q1}(p)i_{q1}(p) + x_{q12}(p)i_{q2}(p), \quad (2.71)$$

где операторные сопротивления по поперечной оси:

$$x_{q1}(p) = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq}(px_{\sigma eq} + r_{eq})}{px_{aq} + px_{\sigma eq} + r_{eq}}, \quad (2.72)$$

$$x_{q12}(p) = x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq}(px_{\sigma eq} + r_{eq})}{px_{aq} + px_{\sigma eq} + r_{eq}}.$$

Для тока нулевой последовательности:

$$\psi_{01}(p) = x_0 i_{01}(p). \quad (2.73)$$

Для второй системы уравнения получим, переставляя индексы.

Операторные уравнения потокосцеплений (2.67) – (2.73) сохраняются при любом числе демпферных контуров ротора, в то же время значения операторных сопротивлений $x_{d1}(p)$, $x_{d12}(p)$, $x_{d2}(p)$, $x_{q1}(p)$, $x_{q12}(p)$, $x_{q2}(p)$ и операторной проводимости $G(p)$ будут изменяться.

В теории трехфазных машин операторные сопротивления представляют собой коэффициенты пропорциональности между током данной обмотки и её потокосцеплением, с учетом магнитосвязанных обмоток [38]. Как видим, в случае шестифазной машины такая связь должна быть дополнена членами $x_{d12}(p)i_{d2}(p)$, $x_{d12}(p)i_{d1}(p)$, $x_{q12}(p)i_{q2}(p)$ и $x_{q12}(p)i_{q1}(p)$, поскольку потокосцепление обмотки трехфазной системы зависит не только от тока данной системы, но и от тока другой трехфазной системы. Операторные сопротивления содержат индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем $x_{\sigma 12}$ в соответствии с принятым ранее представлением рассеяния статорной обмотки.

С учетом указанных особенностей операторный метод может быть применен для определения токов контуров машины в переходном процессе с неизменной частотой вращения по их изображениям согласно обычной методологии теории электрических машин [6; 7; 42]: из начальных условий определяются изменения напряжений, по приращениям которых находятся изображения в операторной области, которые однозначно определяют изображения приращений токов как функции p . С помощью таблиц операторных изображений или по теореме разложения осуществляется переход к оригиналам приращений токов.

2.8.2 Сверхпереходные, переходные и синхронные индуктивные сопротивления шестифазного турбогенератора

В общем случае решение полученных выражений принципиально ясно, но достаточно сложно. В связи с этим обычно исследуют физическую сущность решения с целью получения достаточно простых зависимостей, отражающих физику явлений. Важнейшими в теории синхронных машин являются сверхпереходные, переходные и синхронные индуктивные сопротивления. Воспользуемся известными применениями операторных индуктивных сопротивлений для их определения [38; 42] при неизменности напряжения возбуждения.

Сверхпереходное сопротивление может быть получено из уравнений (2.67) и (2.71) делением на ток контура и соответствует операторному индуктивному сопротивлению при условии $p \rightarrow \infty$ [6; 7; 38]. Это условие означает наличие незатухающих апериодических токов, т.е. пренебрежение активными сопротивлениями для первой системы:

$$\begin{aligned}
 x''_{d1} &= x_{\sigma 12} + x_{\sigma 11} + \frac{x_{ad} x_{\sigma ed} x_{\sigma fd}}{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd} + x_{ad} x_{\sigma ed} + x_{ad} x_{\sigma fd}} + \\
 &+ \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} x_{\sigma ed} x_{\sigma fd}}{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd} + x_{ad} x_{\sigma ed} + x_{ad} x_{\sigma fd}} \right] \frac{i''_{d2}}{i''_{d1}}; \quad (2.74) \\
 x''_{q1} &= x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq} x_{\sigma eq}}{x_{aq} + x_{\sigma eq}} + \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{aq} x_{\sigma eq}}{x_{aq} + x_{\sigma eq}} \right] \frac{i''_{q2}}{i''_{q1}}.
 \end{aligned}$$

Переходное сопротивление соответствует условию отсутствия токов в демпферных контурах:

$$x'_{d1} = x_{\sigma 12} + x_{\sigma 11} + \frac{x_{ad} x_{\sigma fd}}{x_{ad} + x_{\sigma fd}} + \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} x_{\sigma fd}}{x_{ad} + x_{\sigma fd}} \right] \frac{i'_{d2}}{i'_{d1}}. \quad (2.75)$$

Синхронные сопротивления для установившегося режима соответствуют условию $p = 0$ [38]:

$$\begin{aligned}
 x_{d1} &= x_{\sigma12} + x_{\sigma11} + x_{ad} + [x_{\sigma12} + x_{ad}] \frac{i_{d2}}{i_{d1}}; \\
 x_{q1} &= x_{\sigma11} + x_{\sigma12} + x_{aq} + [x_{\sigma12} + x_{aq}] \frac{i_{q2}}{i_{q1}}.
 \end{aligned}
 \tag{2.76}$$

При этом потокосцепления с трехфазными системами в d , q координатах равны:

$$\psi_{d1} = x_{d1} i_{d1} + x_{ad} i_{fd}, \quad \psi_{q1} = x_{q1} i_{q1}, \tag{2.77}$$

а напряжения:

$$u_{d1} = -\omega \psi_{q1} - r i_{d1}, \quad u_{q1} = \omega \psi_{d1} - r i_{q1}, \tag{2.78}$$

что полностью согласуется с представленными ранее уравнениями.

Таким образом, операторные индуктивные сопротивления в начальный момент времени $p \rightarrow \infty$ при возмущении режима соответствуют «сверхпереходным», постепенно отклоняются от этого значения, по мере затухания токов в демпферных контурах, становятся равными «переходным» и приходят к установившимся синхронным значениям при $p = 0$.

В отличие от трехфазных машин сопротивления шестифазного генератора относительно внешних выводов зависят от распределения токов по трехфазным системам, в то же время определяющие параметры генератора сохраняются неизменными. Например, если током обтекается только одна трехфазная система ($i_{d2} = 0$), получаются классические выражения трехфазной машины:

$$\begin{aligned}
 x''_{d(3)} &= x_{\sigma12} + x_{\sigma11} + \frac{x_{ad} x_{\sigma ed} x_{\sigma fd}}{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd} + x_{ad} x_{\sigma ed} + x_{ad} x_{\sigma fd}}; \\
 x'_{d(3)} &= x_{\sigma12} + x_{\sigma11} + \frac{x_{ad} x_{\sigma fd}}{x_{ad} + x_{\sigma fd}}; \\
 x_{d(3)} &= x_{\sigma12} + x_{\sigma11} + x_{ad}.
 \end{aligned}
 \tag{2.79}$$

В то же время, при замыкании шести фаз ($i_{d1} = i_{d2}$) и равенстве собственных индуктивных сопротивлений рассеяния трехфазных систем ($x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$) получим:

$$\begin{aligned} x''_{d(6)} &= x_{\sigma 11} + 2 \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} x_{\sigma ed} x_{\sigma fd}}{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd} + x_{ad} x_{\sigma ed} + x_{ad} x_{\sigma fd}} \right]; \\ x'_{d(6)} &= x_{\sigma 11} + 2 \left[x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} x_{\sigma fd}}{x_{ad} + x_{\sigma fd}} \right]; \\ x_{d(6)} &= x_{\sigma 11} + 2 [x_{\sigma 12} + x_{ad}]. \end{aligned} \quad (2.80)$$

Таким образом, можно объяснить снижение токов при сравнении шести-фазных и трехфазных коротких замыканий.

В качестве примера в приложении Б приведены уравнения токов обмоток статора и ротора шестифазного турбогенератора при внезапных шести-фазном и трехфазном коротких замыканиях, полученные по аналогии с аналитическими решениями для трехфазных машин [6; 7; 53] и результаты расчета для турбогенератора с параметрами, приведенными в разделе 7.7.

2.9 Выводы по главе

1. Во вращающихся синхронно с ротором d , q , 0 -координатах получены уравнения состояния шестифазного турбогенератора. При этом в целях упрощения выражений и облегчения сравнения с трехфазными машинами применяется единая система координат для обеих трехфазных систем. Подобный подход удобен своей универсальностью, позволяя с достаточной наглядностью и физической адекватностью рассматривать различные переходные процессы и установившиеся режимы.

2. Выбрана система относительных единиц, позволяющая упростить полученные уравнения, облегчить анализ процессов в трехфазной сети с шести-

фазными машинами и проводить сопоставление параметров с параметрами обычных трехфазных генераторов.

4. Индуктивное сопротивление рассеяния статора представлено в виде суммы двух составляющих: $x_{\sigma 11}$, соответствующей самоиндукции и взаимоиндукции по путям потоков рассеяния фазы статора с другими фазами своей трехфазной системы, а также $x_{\sigma 12}$, соответствующей взаимоиндукции по путям потоков рассеяния с фазами другой трехфазной системы. Такое представление позволяет отразить электромагнитную связь между трехфазными системами и учесть их взаимное влияние.

5. Приведены уравнения для сверхпереходных, переходных и синхронных индуктивных сопротивлений шестифазного турбогенератора. Использование этих параметров актуально в целях экспресс-анализа упрощенных задач, исследования параметров машины и построения схем замещения. Представлены примеры аналитических уравнений и расчетов токов внезапных шестифазного и трехфазного коротких замыканий шестифазных турбогенераторов.

Глава 3 Расчетная оценка составляющих индуктивного сопротивления рассеяния статора шестифазного турбогенератора

3.1 Систематизация параметров

Для определения поведения турбогенераторов в энергосистеме, протекающих в машине явлений, характера переходных процессов используют электромагнитные параметры – совокупность взаимоиндуктивностей, индуктивностей и активных сопротивлений. Полученные выражения (2.59), (2.60), а также рассмотренные схемы замещения, позволяют определить параметры для анализа установившихся режимов и переходных процессов шестифазных турбогенераторов предложенными способами.

Для установившихся симметричных режимов, когда производные могут быть приравнены нулю, определяющими являются сопротивления:

- реакции якоря по продольной x_{ad} и поперечной осям x_{aq} ;
- рассеяния x_{σ} , равное сумме собственного $x_{\sigma 11}$ и взаимного $x_{\sigma 12}$ рассеяний;
- активные сопротивления фазы обмотки статора r и обмотки возбуждения r_{fd} .

При динамических переходах, так же как и в несимметричных режимах, для учета дополнительной электромагнитной связи между контурами ротора и статора необходимо знать сопротивления:

- рассеяния обмотки возбуждения $x_{\sigma fd}$;
- рассеяния демпферных контуров по продольной $x_{\sigma ed}$ и поперечной $x_{\sigma eq}$ осям;

- активные сопротивления эквивалентного демпферного контура по продольной и поперечной осям (r_{ed}, r_{eq});

Кроме того, в несимметричных режимах при определенных условиях могут возникать нулевые составляющие в фазных токах, поэтому для таких случаев необходимо знать сопротивление нулевой последовательности x_0 .

Особую сложность обычно вызывает уточненный учет вихревых токов массивных элементов неявнополюсного ротора, для которого прослеживается зависимость параметров от характера протекания процессов. Это существенно усложняет анализ режимов и требует разработки специальных математических моделей, одна из которых будет рассмотрена далее. В то же время, в силу того, что ротор шестифазного генератора идентичен ротору трехфазной машины, электромагнитные процессы в роторе протекают без каких-либо особенностей по сравнению с трехфазными турбогенераторами. Поэтому для определения параметров контуров ротора можно использовать проверенные многолетним опытом методы, применяемые для трехфазных машин [3; 35; 36; 56].

Принятый подход к рассмотрению явлений в шестифазных турбогенераторах отличается от традиционного для трехфазных машин представлением сопротивления рассеяния статора в виде суммы двух составляющих: собственного $x_{\sigma 11}$ и взаимного $x_{\sigma 12}$ рассеяний трехфазных систем. В связи с этим необходимо особое внимание уделить вопросам расчетной оценки индуктивных сопротивлений рассеяния статора с учетом особенностей шестифазных турбогенераторов.

Остальная часть используемых параметров соответствует традиционной для синхронных машин и не встречает затруднений для теоретического или экспериментального определения.

3.2 Индуктивное сопротивление рассеяния фазы

Индуктивное сопротивление рассеяния фазы равно [6], Ом:

$$x_{\sigma} = 2\pi f (l_{\sigma 0} - 2m_{\sigma 0}). \quad (3.1)$$

Составляющая $l_{\sigma 0}$ определяется потокосцеплением с фазой при прохождении по ней тока за вычетом основного потока. Параметр $m_{\sigma 0}$ определяется через поток взаимоиנדукции по путям рассеяния фаз, принадлежащих к одной и той же трехфазной системе. Индуктивное сопротивление рассеяния принято представлять состоящим из составляющих [11; 39]:

$$x_{\sigma} = x_{\sigma n} + x_{\sigma l} + x_{\sigma k} + x_{\sigma d}. \quad (3.2)$$

где $x_{\sigma n}$ – индуктивное сопротивление пазового рассеяния;

$x_{\sigma l}$ – индуктивное сопротивление лобового рассеяния;

$x_{\sigma k}$ – индуктивное сопротивление рассеяния по коронкам зубцов;

$x_{\sigma d}$ – индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния.

Причем формулы для каждой из составляющих приводятся к следующему виду, Ом:

$$x_{\sigma i} = 4\pi\mu_0 f \frac{w_1^2}{pq} l_x \lambda_i, \quad (3.3)$$

где f – частота сети, Гц;

l_x – расчетное значение активной длины пазовой части, $l_x = l_1 - 0,5n_k b_k$, м, при числе радиальных вентиляционных каналов сердечника n_k , м и их ширине b_k , м [11];

λ_i – относительная магнитная проводимость;

q – число пазов на полюс и фазу.

Особенности распределения магнитного поля в области пазов, лобовых частей, влияние высших гармоник учитывается при записи выражений для соответствующих относительных магнитных проводимостей λ_i . Таким образом, индуктивное сопротивление рассеяния можно записать следующим образом [11], Ом:

$$x_{\sigma} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x (\lambda_n + \lambda_k + \lambda_l + \lambda_o), \quad (3.4)$$

где λ_n – относительная магнитная проводимость пазового рассеяния;

λ_k – относительная магнитная проводимость рассеяния по коронкам зубцов;

λ_l – относительная магнитная проводимость лобового рассеяния;

λ_o – относительная магнитная проводимость дифференциального рассеяния.

Эта индуктивность пропорциональна относительным магнитным проводимостям пазового, по коронкам зубцов, лобового и дифференциального рассеяния.

3.2.1 Распределение обмотки по пазам

При рассмотрении пазовых составляющих индуктивных сопротивлений рассеяния важным фактором является распределение двухслойной обмотки по пазам. Схемы расположения фазных зон двухслойной обмотки и примеры распределения обмотки по пазам при различном сокращении шага приведены в приложении В. В общем случае каждый паз может содержать в верхнем и нижнем слоях стержни: одной фазы; разных фаз одной трехфазной системы; разных фаз разных трехфазных систем.

Первый случай имеет место в схеме с диаметральной обмоткой (рисунок Д.2.1). При укорочении шага верхний слой смещается по отношению к нижнему, и в части пазов находятся стержни разных фаз и разных трехфазных систем (рисунки Д.2.2, Д.2.3). По мере укорочения шага таких пазов будет больше, и при сокращении шага

$$\beta = \frac{m-1}{m} = \frac{5}{6} \quad (3.5)$$

в каждом пазу будут лежать стержни различных трехфазных систем (рисунок Д.2.4).

Как и у трехфазной обмотки, если токи верхнего и нижнего стержня в пазу сдвинуты по фазе на угол α , действия составляющих токов $I \sin \alpha$ для двух сторон одной катушки будут взаимно компенсироваться и результирующую магнитную связь дадут только составляющие токов $I \cos \alpha$ [62]. Рассеяния этих пазов будут слабее, чем у пазов, содержащих стержни одной фазы.

Для шестифазной обмотки при симметричных трехфазных системах возможные значения сдвига по фазе α между токами верхнего и нижнего стержней указаны в таблице 3.1.

Таблица 3.1 – Значения угла α между токами верхнего и нижнего стержней обмотки статора при различных сокращениях шага β шестифазной обмотки

β	1	5/6	2/3	1/2	1/3	1/6	0
α	0°	30°	60°	90°	120°	150°	180°

Токам одной трехфазной системы будут соответствовать углы $\alpha = 0^\circ, 60^\circ, 120^\circ, 180^\circ$. При этом углы 0° и 180° будут соответствовать стержням

одной фазы и должны учитываться при определении составляющей рассеяния самоиндукции фазы. Углы 60° и 120° будут соответствовать случаю нахождения в пазу двух стержней разных фаз одной трехфазной системы, что должно быть учтено при определении составляющей рассеяния взаимоиндукции фаз, принадлежащих к одной и той же трехфазной системе. В дальнейшем будем вести рассмотрение для сокращения шага $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$, характерном для машин рассматриваемого класса [66], другие случаи сокращения шага двухслойной обмотки могут быть рассмотрены по аналогии. Предположим, что шаг обмотки составляет $m q - y$ пазовых делений, а диаметральный шаг $m q$. В таком случае сокращение шага составляет:

$$\beta = \frac{m q - y}{m q}. \quad (3.6)$$

При этом сокращении шага каждая фазная зона двухслойной обмотки состоит из сдвинутых на y пазовых делений верхнего и нижнего слоёв проводников. То есть, с каждого края фазной зоны имеются по y пазов, верхние и нижние стержни которых относятся к различным фазам. Далее, умозрительно примем, что в шестифазной обмотке ($m = 6$) число пазов на полюс и фазу равно единице ($q = 1$), тогда стержни в фазной зоне распределяться следующим образом:

А) $6 - 6\beta$ пазов содержат стержни разных фаз;

Б) $6\beta - 5$ пазов содержат стержни, одной фазы.

То есть, при $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ число пазов на полюс и фазу с $\alpha = 0^\circ$ (то есть принадлежащих одной фазе) будет $(6\beta - 5)q$, и число пазов на полюс и фазу с $\alpha = 30^\circ$ составит $(6 - 6\beta)q$. При этом отсутствуют пазы, содержащие разные фазы одной трехфазной системы (приложение В), и, следовательно, для пазового рассеяния

составляющая m_{σ_0} равна нулю. Для других сокращений шага результаты приведены в таблице 3.2.

Таблица 3.2 – Количество пазов на полюс и фазу, имеющих сдвиг по фазе α между токами в верхнем и нижнем стержнях в зависимости от сокращения шага обмотки β

β	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=30^\circ$	$\alpha=60^\circ$	$\alpha=90^\circ$	$\alpha=120^\circ$	$\alpha=150^\circ$	$\alpha=180^\circ$
$\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$	$(6\beta - 5)q$	$(6 - 6\beta)q$	-	-	-	-	-
$\frac{4}{6} \leq \beta \leq \frac{5}{6}$	-	$(6\beta - 4)q$	$(5 - 6\beta)q$	-	-	-	-
$\frac{3}{6} \leq \beta \leq \frac{4}{6}$	-	-	$(6\beta - 3)q$	$(4 - 6\beta)q$	-	-	-
$\frac{2}{6} \leq \beta \leq \frac{3}{6}$	-	-	-	$(6\beta - 2)q$	$(3 - 6\beta)q$	-	-
$\frac{1}{6} \leq \beta \leq \frac{2}{6}$	-	-	-	-	$(6\beta - 1)q$	$(2 - 6\beta)q$	-
$0 \leq \beta \leq \frac{1}{6}$	-	-	-	-	-	$6\beta q$	$(1 - 6\beta)q$

3.2.2 Пазовое рассеяние

При определении сопротивления пазового рассеяния предполагается, что линии магнитной индукции поля рассеяния паза пересекают паз прямолинейно, перпендикулярно его боковым стенкам. Как показывает аналитический расчет магнитного поля для мощных электрических машин, у которых ширина паза статора меньше его высоты, неточность от использования этого допущения является приемлемой [59].

Известны уравнения для пазового рассеяния двухслойной обмотки со стержнями одинакового сечения [62]. Рассмотрим более общий случай паза двухслойной обмотки со стержнями различного сечения, изображенный на рисунке 3.1. Между верхними и нижними слоями обмотки существуют магнитные связи. Полное потокосцепление с витками определится как сумма потоков само- и взаимоиנדукции. Составляющая самоиндукции зависит от положения стержня в пазу, поэтому следует рассмотреть положение стержня на дне и на веру паза.

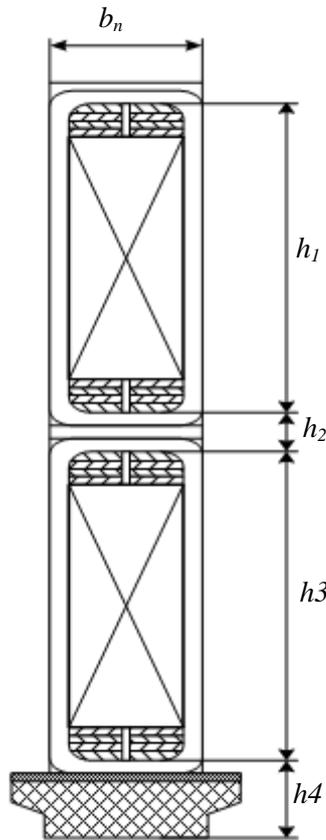


Рисунок 3.1 – Эскиз паза статора

В нижней части паза высотой $h1$ линия магнитной индукции на высоте x создается током $\frac{x}{h_1} w_k I$ и сцепляется с числом витков $\frac{x}{h_1} w_k$ (w_k - число витков в «катушке»).

По закону полного тока при бесконечной магнитной проницаемости стали индукция здесь, Тл:

$$B_{x1} = \frac{\mu_0}{b_n} \frac{x}{h_1} w_k I. \quad (3.7)$$

В верхней части паза высотой $h_2 + h_3 + h_4$ полный ток паза I определяет индукцию B_{x2} , Тл:

$$B_{x2} = \frac{\mu_0}{b_n} w_k I. \quad (3.8)$$

Тогда полное потокоцепление с нижним стержнем при протекании по нему тока I получается, Вб:

$$\Psi_{I1} = \int_0^{h_1} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I_x \frac{x^2}{h_1^2} dx + \int_{h_1}^{h_1+h_2+h_3+h_4} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I_x dx = \mu_0 w_k^2 I_x \lambda_{I1}, \quad (3.9)$$

где безразмерная относительная магнитная проводимость:

$$\lambda_{I1} = \frac{h_1}{3b_n} + \frac{h_2 + h_3 + h_4}{b_n}. \quad (3.10)$$

В случае протекания тока I по верхнему стержню получим полное потокоцепление с верхним стержнем, Вб:

$$\Psi_{I2} = \int_0^{h_3} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I_x \frac{x^2}{h_3^2} dx + \int_{h_3}^{h_3+h_4} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I_x dx = \mu_0 w_k^2 I_x \lambda_{I2}, \quad (3.11)$$

и относительную магнитную проводимость потока самоиндукции:

$$\lambda_{I2} = \frac{h_3}{3b_n} + \frac{h_4}{b_n}. \quad (3.12)$$

Потокосцепление с верхним стержнем при протекании тока $I_2 = I \cos \alpha$ в нижнем, Вб:

$$\Psi_{12} = \int_0^{h_3} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I \cos \alpha l_x \frac{x}{h_3} dx + \int_{h_3}^{h_3+h_4} \frac{\mu_0}{b_n} w_k^2 I \cos \alpha l_x dx = \mu_0 w_k^2 I \cos \alpha l_x \lambda_m, \quad (3.13)$$

где относительная магнитная проводимость:

$$\lambda_m = \frac{h_3}{2b_n} + \frac{h_4}{b_n}. \quad (3.14)$$

По теореме о взаимности потокосцепление с нижним стержнем, при протекании тока в верхнем будет аналогичным $\Psi_{12} = \Psi_{21}$.

Полное потокосцепление обеих сторон катушки при протекании тока в верхнем и нижнем стержнях пазов, Вб:

$$\Psi_n = \Psi_{l1} + \Psi_{l2} + 2\Psi_{12} = \mu_0 w_k^2 l_x \lambda_{ni}, \quad (3.15)$$

где $\lambda_{ni} = \lambda_{l1} + \lambda_{l2} + 2 \cos \alpha \lambda_m$.

Индуктивное сопротивление от потока рассеяния одного паза, содержащего стержни одной трехфазной системы, Ом:

$$x_{\sigma ni} = 2\pi f \frac{\Psi_n}{I} = 2\pi f \mu_0 w_k^2 l_x \lambda_{ni}. \quad (3.16)$$

Для расчета полного сопротивления $x_{\sigma n}$ необходимо просуммировать $x_{\sigma ni}$ по всем пазам одной фазы. Число пазов фазы $\frac{Z}{m} = 2pq$, что должно быть учтено при суммировании собственных пазовых индуктивностей (соответствующих относительным магнитным проводимостям λ_{l1} , λ_{l2}). При суммировании взаимных пазовых индуктивностей между верхним и нижним стержнями (соответствующих относительной магнитной проводимости λ_m) необходимо учитывать пазы, содержащие фазы одной трехфазной системы. Как было выяснено ранее, при сокраще-

нии шага $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ таких пазов будет $2pq(6\beta - 5)$. Для других сокращений шага необходимо использовать другое количество пазов в соответствии с таблицей 3.2.

Учитывая, что катушки соединены в a параллельных ветвей, индуктивное сопротивление от потока рассеяния одного паза, Ом:

$$x_{\sigma ni} = 2\pi f \mu_0 \frac{w_k^2}{a^2} l_x \sum \lambda_{ni}, \quad (3.17)$$

где суммарная относительная магнитная проводимость:

$$\sum \lambda_{ni} = 2pq(\lambda_{l1} + \lambda_{l2}) + 4pq \cos \alpha (6\beta - 5) \lambda_m. \quad (3.18)$$

определяется числом пазов фазы $\frac{Z}{m} = 2pq$ при суммировании собственных пазовых относительных магнитных проводимостей λ_{l1} , λ_{l2} и числом пазов, содержащих фазы одной трехфазной системы при суммировании взаимной пазовой относительной магнитной проводимости λ_m . Как было выяснено ранее, при сокращении шага $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ таких пазов будет $2pq(6\beta - 5)$. Для других сокращений шага необходимо использовать другое количество пазов в соответствии с таблицей 3.2. Принимая во внимание, что число витков w_k в катушке равно $w_k = \frac{aw_1}{2pq}$, запишем индуктивное сопротивление пазового рассеяния в виде, удобном для использования в (3.4)[25], Ом:

$$x_{\sigma n} = 4\pi f \mu_0 \frac{w^2}{pq} l_x \lambda_n, \quad (3.19)$$

где относительная магнитная проводимость:

$$\lambda_n = \frac{1}{4} \left[\frac{h_1}{3b_n} + \frac{h_2}{b_n} + \frac{4h_3}{3b_n} + \frac{2h_4}{b_n} + (6\beta - 5) \cos \alpha \left(\frac{h_3}{b_n} + \frac{2h_4}{b_n} \right) \right]. \quad (3.20)$$

Для электрических машин рассмотрение пазового рассеяния обычно ограничивается случаем симметричной нагрузки. Для несимметричных режимов можно воспользоваться методом симметричных составляющих. В более общем случае следует рассматривать каждую фазу и её рассеяние отдельно и пользоваться уравнениями состояния в фазных координатах.

3.2.3 Рассеяние по коронкам зубцов

Поскольку в воздушном зазоре кроме радиальной составляющей магнитного потока имеет место и тангенциальная, при повышенных отношениях ширины паза к длине воздушного зазора будет существенно нарушаться указанное выше допущение о виде магнитных линий рассеяния паза. Эффект изменения рассеяния паза учитывается с помощью рассмотрения рассеяния по коронкам зубцов. Для индуктивного сопротивления рассеяния по коронкам зубцов применяют формулу вида (3.19), заменив в ней относительную магнитную пазовую проводимость проводимостью коронок зубцов [11; 62], Ом:

$$x_{\sigma k} = 4\pi f \mu_0 \frac{w^2}{pq} l_x \lambda_k. \quad (3.21)$$

Определение относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов λ_k необходимо производить, исходя из анализа картины электромагнитного поля. Приемлемой для практического использования считается формула, полученная методом конформных отображений для однослойных обмоток [10; 11]:

$$\lambda_k = \frac{1}{2\pi} \left[\ln \left(\frac{\delta^2}{b_n^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_n} \operatorname{arctg} \frac{b_n}{2\delta} \right]. \quad (3.22)$$

При двухслойных обмотках с сокращением шага индуктивность рассеяния по коронкам зубцов снижается вследствие сдвига по фазе токов в нижнем и в

верхнем стержне, поэтому для двухслойных трехфазных обмоток используются коэффициенты, вводимые в формулу для однослойных обмоток. Например, в [54] рекомендуется использовать $\frac{1 + \cos \alpha}{2}$, при этом подразумевается, что для трехфазной машины часть потоков рассеяния по коронкам зубцов соответствует самоиндукции стержней $\left(\frac{1}{2}\right)$, а другая часть взаимоиндукции $\left(\frac{\cos \alpha}{2}\right)$ как со стержнями своей фазы, так и остальных. В частном случае при диаметральном шаге $\cos \alpha = 1$ и формула сводится к (3.22).

Стоит отметить, что через коронки зубцов замыкается часть потоков самоиндукции рассеяния паза, а также часть потоков взаимоиндукции для пазов, стержни которых принадлежат одной фазе. Поэтому рассеяние по коронкам зубцов должно определяться с учетом определенных ранее особенностей распределения шестифазной обмотки по пазам и учитывать пазы, содержащие стержни одной фазы.

По аналогии с трехфазными машинами можно представить, что часть потоков рассеяния по коронкам зубцов соответствует самоиндукции стержней фазы $\left(\frac{1}{2}\right)$, а другая часть – взаимоиндукции, при этом число пазов, содержащих стержни одной фазы, и угол α определяются по таблице 3.2. Таким образом, для рассматриваемого диапазона сокращения шага $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ следует использовать ко-

эффициент $\frac{1 + \cos \alpha (6\beta - 5)}{2}$, при этом $\cos \alpha = 1$.

В частном случае при диаметральном шаге (что равнозначно однослойной обмотке, при этом $\beta = 1$, $\cos \alpha = 1$) формула сводится к классической для однослойных обмоток (3.22).

С учетом выше сказанного, формулу (3.22) для относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов для рассеяния фазы двухслойной шестифазной обмотки статора с рассматриваемым сокращением шага можно записать в виде:

$$\lambda_k = \frac{1}{4\pi} \left[\ln \left(\frac{\delta^2}{b_n^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_n} \operatorname{arctg} \frac{b_n}{2\delta} \right] (6\beta - 4). \quad (3.23)$$

Турбогенераторы, как электрические машины, обладающие большим воздушным зазором относительно ширины паза, отличаются низкой величиной рассеяния по коронкам зубцов, что служит оправданием принятых допущений.

3.2.4 Лобовое рассеяние

Определение эквивалентной проводимости по путям лобового рассеяния в виду сложного пространственного расположения лобовых частей обмоток, влияния конструктивных элементов тесно связано с методами теории электромагнитного поля. Несмотря на существенные успехи в развитии численных методов, такой путь мало пригоден для повседневных инженерных задач и не позволяет получить простых наглядных соотношений возможностей для анализа и оптимизации конструкции. С учетом того, что для турбогенераторов лобовое рассеяние не является определяющей величиной для суммарного рассеяния, на практике принято пользоваться формулами эмпирического характера [11; 62; 73]. Воспользуемся приближением из [62], дающим хорошее совпадение в диапазоне сокращений шага $0,5 \leq \beta \leq 1$. С учётом того, что лобовое рассеяние в отличие от пазового не зависит от числа q и расчетной длины сердечника l_x , выразим относительную магнитную проводимость лобового рассеяния для использования в (3.4):

$$\lambda_l = 0,3 \frac{q}{p l_x} (3\beta - 1) D_1. \quad (3.24)$$

3.2.5 Дифференциальное рассеяние

Рассмотренные ранее составляющие индуктивного сопротивления рассеяния относятся к основной гармонической. Обмотки статора с целым числом пазов на полюс и фазу при симметричной нагрузке не имеют в составе МДС низшие, дробные гармонические и гармонические четных порядков. В то же время, в силу конечного числа пазов и фаз статора, а также неравномерности воздушного зазора из-за открытия пазов ротора и статора, реакция якоря таких обмоток содержит высшие гармонические МДС, создающие в воздушном зазоре высшие гармонические потоки, которые индуцируют в обмотке статора ЭДС основной частоты. Таким образом, потоки высших гармонических в воздушном зазоре обуславливают некоторое дополнительное индуктивное сопротивление обмотки статора. Составляющие рассеяния, определяемые высшими гармоническими поля, принято объединять под названием дифференциального рассеяния [62], которое определится как сумма сопротивлений, обусловленных всеми гармониками, за исключением первой. Тогда для использования в (3.4) относительная магнитная проводимость, представленная в [25], может быть записана в виде:

$$\lambda_{\sigma} = \frac{mq}{\pi^2} \frac{\tau k_{\text{демф}}}{\delta} \sum_{\nu \neq 1}^{\infty} \frac{k_{\text{об}\nu}^2}{\nu^2}, \quad (3.25)$$

где $k_{\text{демф}}$ – коэффициент демпфирования ротора;

$k_{\text{об}\nu}$ – обмоточный коэффициент ν -ой гармоники;

ν – номер гармоники.

При симметричной нагрузке шестифазной обмотки в составе поля реакции якоря присутствуют высшие гармонические порядков $\nu = 12k \pm 1$, где $k = 1, 2, 3, \dots$. Необходимо отметить, что высшие гармоники поля статора индуцируют ЭДС в обмотке и массиве ротора, вызывающие токи, которые ослабляют поля высших

гармонических. Причем для неявнополюсных машин демпфирование наиболее выражено, поскольку для протекания наведенных токов создаются контуры с малым сопротивлением. Данное явление учитывается введением соответствующего коэффициента демпфирования $k_{\text{демпф}}$ [11]. В первом приближении он может быть принят равным отношению сопротивления обратной последовательности x_2 и синхронного индуктивного сопротивления $x_d = x_{ad} + x_\sigma$.

3.2.6 Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния

При использованном подходе индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем можно представить в виде суммы отдельных составляющих пазового, по коронкам зубцов, лобового и дифференциального рассеяний, Ом:

$$x_{\sigma 12} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x (\lambda_{12n} + \lambda_{12\kappa} + \lambda_{12л} + \lambda_{12д}). \quad (3.26)$$

5.2.7 Взаимное пазовое рассеяние

Рассматриваемая составляющая $x_{\sigma 12n}$ может быть найдена по аналогии с $x_{\sigma n}$. При этом должны рассматриваться только составляющие взаимоиндукции между нижним и верхним стержнями для пазов, содержащих стержни различных трехфазных систем с учетом составляющей тока $I \cos \alpha$. Для рассматриваемого случая $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ число таких пазов на полюс и фазу составит $(6 - 6\beta)q$ при этом $\alpha = 30^\circ$ и $\cos \alpha = \sqrt{3}/2$ (таблица 3.2).

Следовательно, аналогичное по форме (3.26) выражение для индуктивного сопротивления взаимного пазового рассеяния, Ом:

$$x_{\sigma 12n} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x \lambda_{12n}, \quad (3.27)$$

где относительная магнитная проводимость взаимного пазового рассеяния:

$$\lambda_{12n} = \frac{\sqrt{3}}{8} \left(\frac{h_3}{b_n} + \frac{2h_4}{b_n} \right) (6 - 6\beta). \quad (3.28)$$

3.2.8 Взаимное рассеяние по коронкам зубцов

При определении взаимного рассеяния по коронкам зубцов применим уже использованный в 3.2.3 подход, учитывая только взаимоиндукцию между стержнями для пазов, содержащих стержни разных трехфазных систем. Таким образом, при сокращении шага $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ для относительной магнитной проводимости взаимного рассеяния по коронкам зубцов необходимо использовать коэффициент $\frac{\cos \alpha (6 - 6\beta)}{2}$, который учитывает количество пазов, содержащих стержни различных трехфазных систем, а также снижение рассеяния вследствие сдвига по фазе токов стержней на $\alpha = 30^\circ$, при этом $\cos \alpha = \sqrt{3}/2$.

Тогда в виде аналогичном (3.26) можно записать индуктивное сопротивление взаимного рассеяния по коронкам зубцов, Ом:

$$x_{\sigma 12k} = 4\pi f \mu_0 \frac{w^2}{pq} l_x \lambda_{12k}, \quad (3.29)$$

где относительная магнитная проводимость взаимного рассеяния по коронкам зубцов:

$$\lambda_{12\kappa} = \frac{\sqrt{3}}{8\pi} \left[\ln \left(\frac{\delta^2}{b_n^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_n} \operatorname{arctg} \frac{b_n}{2\delta} \right] (6 - 6\beta). \quad (3.30)$$

3.2.9 Взаимное лобовое рассеяние

В связи с указанными ранее сложностями в точном определении лобового рассеяния и его малым вкладом в суммарное рассеяние для оценки его величины воспользуемся выражением для проводимости лобового рассеяния фазы, приняв в первом приближении, что взаимное лобовое рассеяние составляет его половину:

$$\lambda_{12\lambda} = \frac{0,3}{2} \frac{q}{pl_x} (3\beta - 1) D_1. \quad (3.31)$$

3.2.10 Взаимное дифференциальное рассеяние

В силу симметричности трехфазных обмоток, можно предположить, что они генерируют равные доли высших гармонических в воздушном зазоре, и собственная индуктивность дифференциального рассеяния составляет половину от полного дифференциального рассеяния [69], тогда запишем выражение для относительной магнитной проводимости взаимного дифференциального рассеяния:

$$\lambda_{12\delta} = \frac{mq}{2\pi^2} \frac{\tau k_\delta}{\delta} \sum_{v \neq 1}^{\infty} \frac{k_{обv}^2}{v^2}. \quad (3.32)$$

Здесь при расчете также необходимо учитывать гармонический состав, характерный для шестифазной обмотки.

3.3 Индуктивное сопротивление собственного рассеяния

Индуктивное сопротивление собственного рассеяния согласно принятому подходу определяется по формуле:

$$x_{\sigma 11} = x_{\sigma} - x_{\sigma 12} \quad (3.33)$$

Причем в случае симметрии $x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$.

3.4 Индуктивное сопротивление нулевой последовательности

При определении индуктивного сопротивления нулевой последовательности пренебрегают рассеянием лобовых частей обмотки статора, с учетом того, что намагничивающие силы лобовых частей отдельных фазных зон компенсируют друг друга. Поэтому в расчёт следует принимать только индуктивные сопротивления пазового x_{n0} и дифференциального x_{d0} рассеяний нулевой последовательности [62]:

$$x_0 = x_{n0} + x_{d0}, \quad (3.34)$$

Для шестифазной обмотки рассматриваются две системы нулевых составляющих, сдвинутых друг относительно друга на 30° . В этом случае стороны рассматриваемой катушки располагаются в пазах, в которых токи других стержней или совпадают ($\alpha = 0^\circ$), или располагаются встречно ($\alpha = 180^\circ$), или имеют некоторый угол ($\alpha = 30^\circ$ или 150°) по направлению с токами рассматриваемой катушки. В последнем случае действие токов на обе стороны катушки взаимно компенсируется и в этом случае пазовая проводимость стержня катушки определяется без протекания токов в других стержнях. Количество таких пазов определяется распределением обмотки и приведено в таблице 3.3.

При $\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$ число таких пазов будет $(6 - 6\beta)q$ на полюс и фазу, в остальных $(6\beta - 5)2pq$ пазов следует учесть влияние тока во втором стержне. Таким образом, можно воспользоваться выражением, полученным для проводимости собственного пазового рассеяния, и записать пазовую относительную магнитную проводимость нулевой последовательности:

$$\lambda_{n0} = \frac{1}{4} \left[\frac{h_1}{3b_n} + \frac{h_2}{b_n} + \frac{4h_3}{3b_n} + \frac{2h_4}{b_n} + (6\beta - 5) \cos \alpha \left(\frac{h_3}{b_n} + \frac{2h_4}{b_n} \right) \right]. \quad (3.35)$$

При определении дифференциальной составляющей индуктивного сопротивления нулевого порядка следования фаз следует учитывать, что токи нулевой последовательности создают пространственную намагничивающую силу в расщепке статора, содержащую только кратные трем гармоники [62]. Поэтому, применяя использовавшуюся формулу для относительной магнитной проводимости дифференциального рассеяния, необходимо принимать во внимание $\nu = 3k$ при $k=1, 3, 5, \dots$:

$$\lambda_{\partial 0} = \frac{mq}{\pi^2} \frac{\tau k_{\partial}}{\delta} \sum_{\nu=3,9,15,21,\dots}^{\infty} \frac{k_{\partial \nu}^2}{\nu^2}. \quad (3.36)$$

Таблица 3.3 – Количество пазов на полюс и фазу, имеющих сдвиг по фазе α между токами нулевой последовательности в верхнем и нижнем стержнях в зависимости от сокращения шага обмотки β

β	$\alpha=0^\circ$	$\alpha=180^\circ$	$\alpha=30^\circ$ $\alpha=150^\circ$
$\frac{5}{6} \leq \beta \leq 1$	$(6\beta - 5)q$	-	$(6 - 6\beta)q$
$\frac{4}{6} \leq \beta \leq \frac{5}{6}$	-	$(5 - 6\beta)q$	$(6\beta - 4)q$
$\frac{3}{6} \leq \beta \leq \frac{4}{6}$	-	$(6\beta - 3)q$	$(4 - 6\beta)q$
$\frac{2}{6} \leq \beta \leq \frac{3}{6}$	$(3 - 6\beta)q$	-	$(6\beta - 2)q$
$\frac{1}{6} \leq \beta \leq \frac{2}{6}$	$(6\beta - 1)q$	-	$(2 - 6\beta)q$
$0 \leq \beta \leq \frac{1}{6}$	-	$(1 - 6\beta)q$	$6\beta q$

3.5 Результаты расчетной оценки индуктивных сопротивлений обмотки статора

Используя полученные формулы, выполним расчет индуктивных сопротивлений для шестифазного турбогенератора с параметрами:

$$U=24 \text{ кВ}; I=16 \text{ кА}; f=50 \text{ Гц}; p=1; w=6; q=6; D_1=1,54 \text{ м}; l_\delta=7,96 \text{ м};$$

$$b_n=31,8 \text{ мм}; h_1=95 \text{ мм}; h_2=21 \text{ мм}; h_3=95 \text{ мм}; h_4=29,5 \text{ мм}.$$

Результаты расчета для различных реально применимых сокращений шага β при $Z_\sigma = 0,433 \text{ Ом}$ приведены в таблице 3.4 и на рисунке 3.2.

Таблица 3.4 – Влияние сокращения шага β на индуктивные сопротивления обмотки статора

Индуктивное сопротивление, о.е.	Коэффициент сокращения шага β				
	1	17/18=0,94	11/12=0,92	8/9=0,89	5/6=0,83
x_{ad}	2,191	2,174	2,152	2,125	2,043
$x_{\sigma 11}$	0,448	0,33	0,271	0,212	0,095
$x_{\sigma 12}$	0,03	0,066	0,084	0,102	0,137
x_{σ}	0,478	0,396	0,355	0,314	0,232
x_d	2,669	2,57	2,507	2,439	2,275
x_0	0,352	0,286	0,253	0,22	0,154

С укорочением шага обмотки составляющие продольного синхронного индуктивного сопротивления уменьшаются кроме индуктивного сопротивления взаимного рассеяния $x_{\sigma 12}$. За счет увеличения числа пазов, в верхнем и нижнем слоях которых расположены стержни разных трехфазных систем (приложение В.2) растет $x_{\sigma 12}$ и уменьшается $x_{\sigma 11}$. Увеличение взаимного индуктивного сопротивления рассеяния весьма существенно: $x_{\sigma 12}$ возрастает более чем в 4 раза при изменении β в рассматриваемом диапазоне. При $\beta = 1$ на статоре нет пазов, содержащих стержни различных трехфазных систем, поэтому $x_{\sigma 12}$ имеет минимальное значение. При $\beta = \frac{5}{6}$ во всех пазах располагаются стержни различных трехфазных систем, и $x_{\sigma 12}$ максимально.

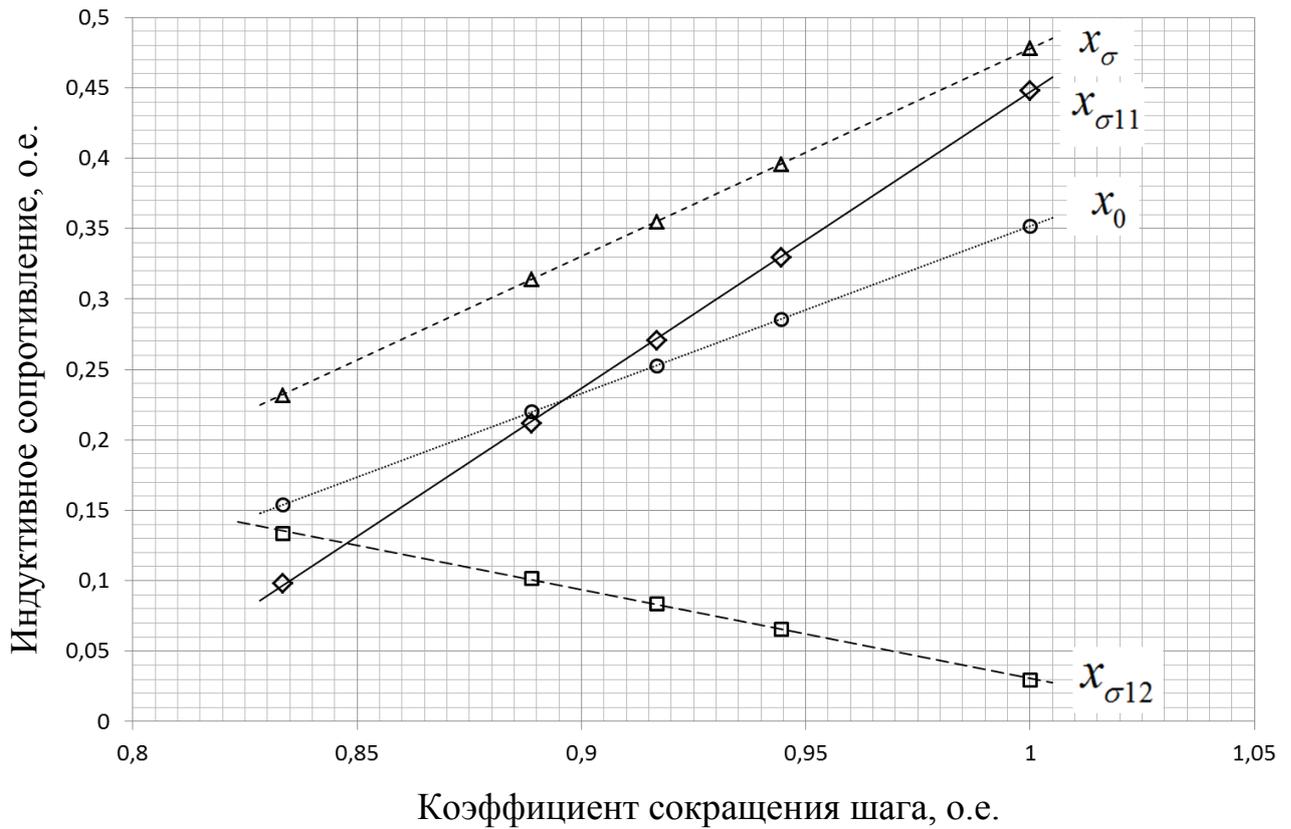


Рисунок 3.2 – Зависимость индуктивных сопротивлений рассеяния от сокращения шага шестифазной обмотки

Стоит отметить, что при симметричной нагрузке трехфазных систем суммарный параметр рассеяния шестифазной обмотки $x_{\sigma(6)}$ изменяется в меньшей мере, поскольку определяется суммой $x_{\sigma 12}$ и двух параллельных $x_{\sigma 11}$:

$$x_{\sigma(6)} = x_{\sigma 12} + \frac{x_{\sigma 11}}{2} . \quad (3.37)$$

С увеличением $x_{\sigma 12}$ и одновременным снижением $x_{\sigma 11}$ в большей степени проявляется взаимное влияние отдельных трехфазных систем шестифазной обмотки. Однако продольное сопротивление x_d , приведенное на рисунке 3.3, меняется не столь значительно.

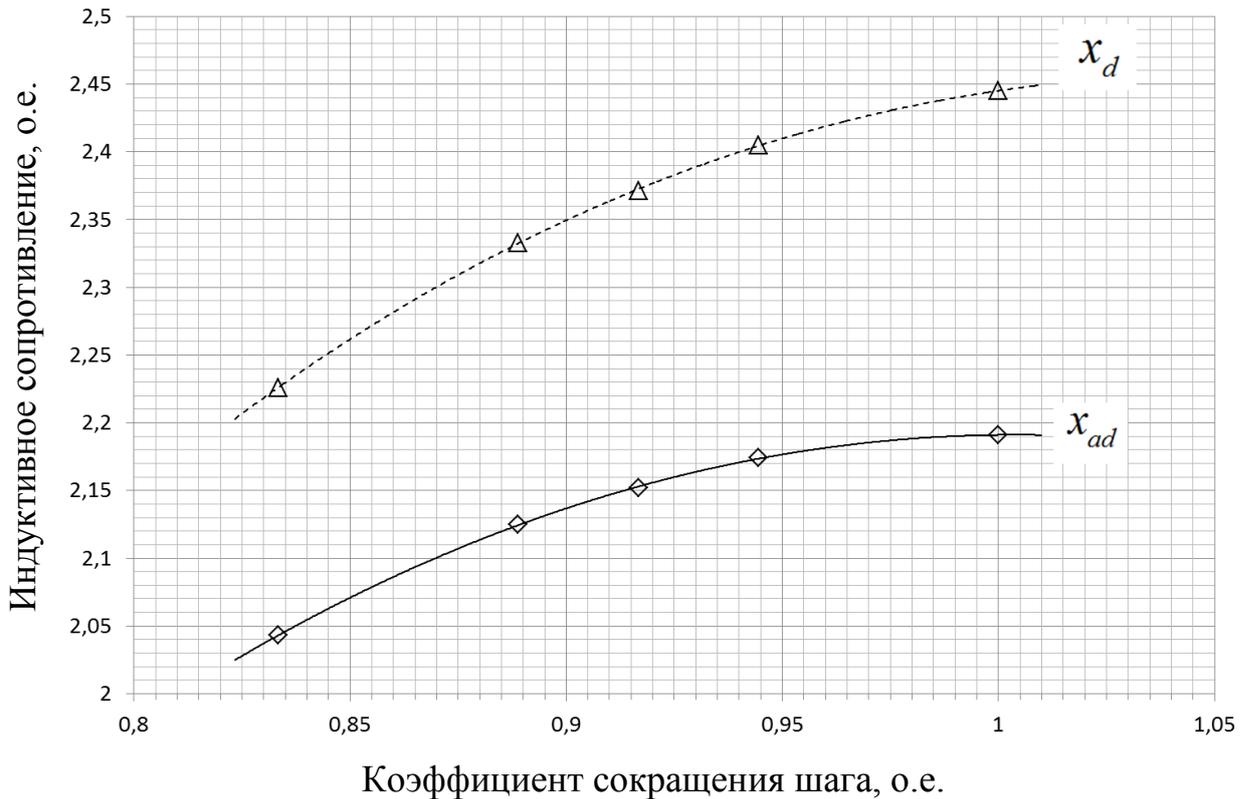


Рисунок 3.3 – Зависимость индуктивного сопротивления реакции якоря и продольного синхронного индуктивного сопротивления от сокращения шага

3.6 Отдельные составляющие индуктивных сопротивлений рассеяния

Рассмотрение отдельных составляющих сопротивлений рассеяния позволяют оценить воздействия отдельных составляющих потоков рассеяния на результирующую величину соответствующего параметра. Отношение индуктивных сопротивлений пазового, по коронкам зубцов, лобового и дифференциального рассеяний при укорочении шага 5/6 приведены в таблице 3.5 и для обмотки с диаметральной шагом в таблице 3.6.

Таблица 3.5 – Составляющие индуктивных сопротивлений рассеяния при сокращении шага обмотки $\beta = 5/6$

Индуктивное сопротивление	Значение, о.е.	Составляющие рассеяния, %			
		пазовое	по коронкам зубцов	лобовое	дифференциальное
$x_{\sigma 11}$	0,095	71,32	4,64	23,99	0,05
$x_{\sigma 12}$	0,137	62,65	20,75	16,58	0,02
x_0	0,154	99,95	-	-	0,05

Таблица 3.6 – Составляющие индуктивных сопротивлений рассеяния при сокращении шага обмотки $\beta = 1$

Индуктивное сопротивление	Значение, о.е.	Составляющие рассеяния, %			
		пазовое	по коронкам зубцов	лобовое	дифференциальное
$x_{\sigma 11}$	0,448	78,55	14,67	6,77	0,01
$x_{\sigma 12}$	0,030	0,0	0,0	99,83	0,17
x_0	0,352	99,97	-	-	0,03

В случае укорочения шага $5/6$ во всех пазах лежат стержни разных трехфазных систем. Отмечается максимальное значение взаимного рассеяния $x_{\sigma 12}$. При преобладающей роли составляющей пазового рассеяния в параметре $x_{\sigma 12}$ заметный вклад вносят лобовое рассеяние и по коронкам зубцов. Для $x_{\sigma 11}$ основной составляющей является пазовое рассеяние.

При диаметральной шаге в каждом пазу лежат стержни одной фазы. Отмечается максимальное значение $x_{\sigma 11}$ при нарастании его составляющих пазового рассеяния и по коронкам зубцов. В связи с особенностью распределения обмотки

в составе $x_{\sigma 12}$ присутствуют только составляющие лобового и дифференциально-го рассеяний.

3.7 Оценка индуктивных сопротивлений рассеяния по результатам численного расчета электромагнитного поля

Предлагаемая аналитическая оценка составляющих индуктивного сопротивления рассеяния содержит ряд допущений, детальный учёт которых в общем случае довольно затруднителен. Допустимость используемых при аналитическом рассмотрении приближений может быть подтверждена результатами натуральных экспериментов, а кроме того результатами численного расчета электромагнитного поля методом конечных элементов.

Расчеты электромагнитного поля в поперечном сечении активной зоны шестифазного турбогенератора с параметрами, указанными в подразделе 3.5 в осесимметричной постановке выполнялись с помощью ELCUT 6.3. При данной постановке задачи совершенно упускается лобовое рассеяния, строгое рассмотрение которого требует проведения трехмерных расчетов электромагнитного поля. Однако, для крупных турбогенераторов лобовое рассеяние невелико относительно суммарного рассеяния обмотки статора. Для сталей сердечника статора и бочки ротора использовались соответствующие кривые намагничивания, применялось граничное условие нулевого магнитного потенциала по спинке сердечника статора. Так как индуктивные параметры в теории электрических машин определяются на фазу с учётом влияния других фаз, для определения индуктивного сопротивления рассеяния фазы $a1$ необходимо выполнить расчет электромагнитного поля при протекании трехфазной системы токов в первой системе. Результаты расчетов представлены в виде распределения силовых линий магнитного поля на рисунках 3.4 и 3.5 для сокращений шага $\beta=5/6$ и $\beta=1$ соответственно.

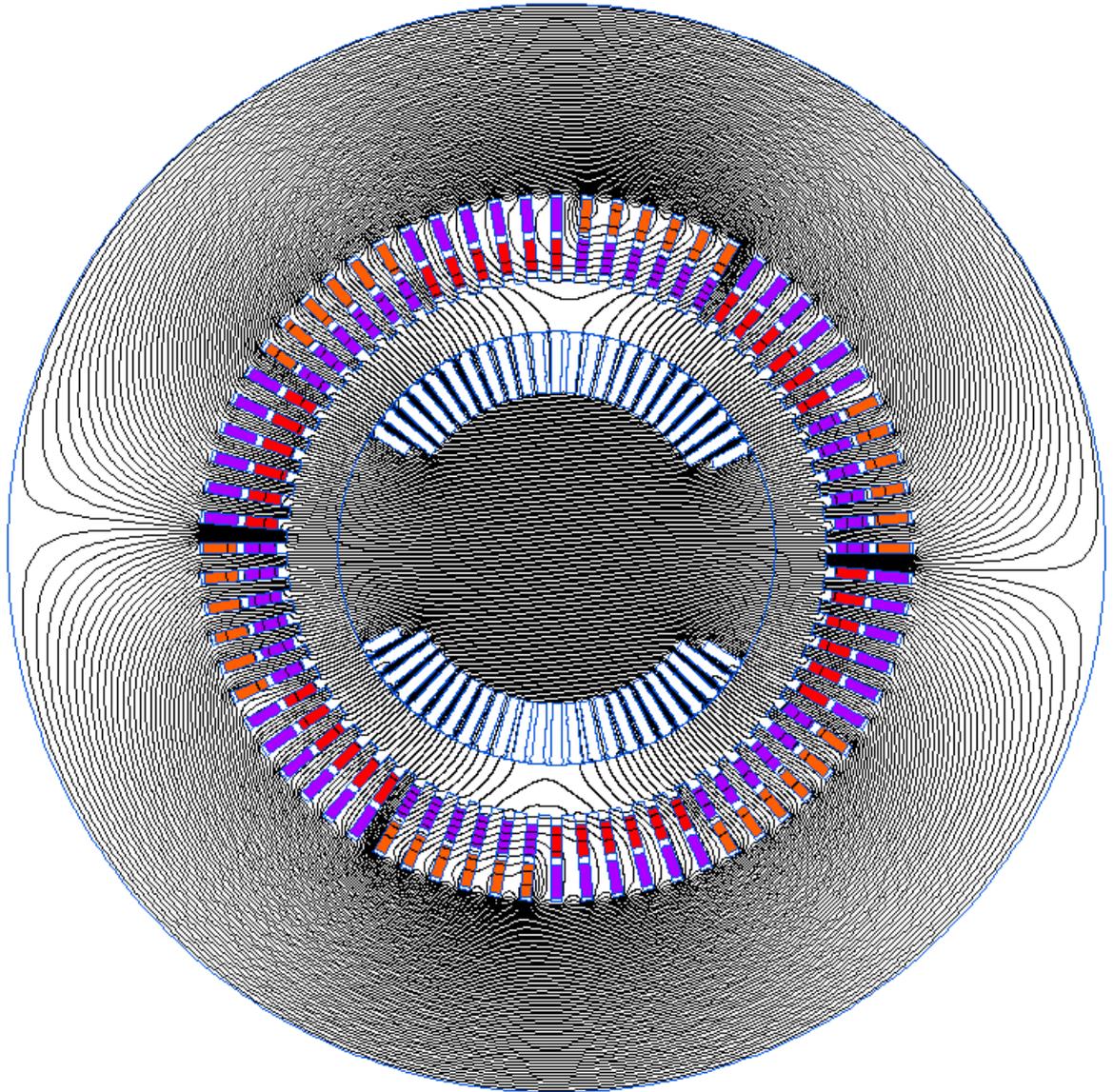


Рисунок 3.4 – Распределение магнитного силовых линий магнитного поля в поперечном сечении турбогенератора при трехфазном питании первой системы, $\beta=5/6$ (шаг линий 0,02 Вб/м)

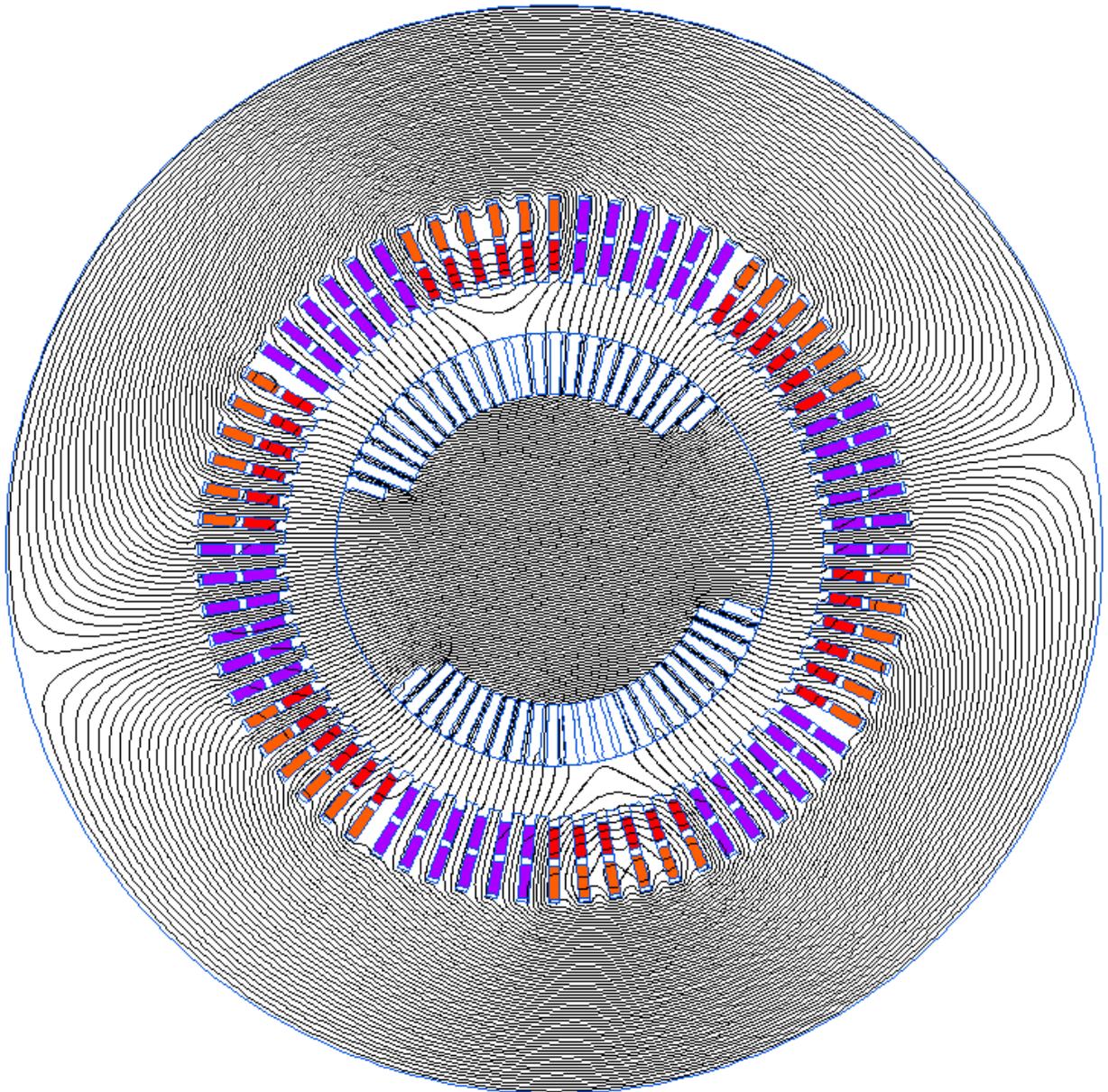


Рисунок 3.5 – Распределение магнитных силовых линий магнитного поля в поперечном сечении турбогенератора при трехфазном питании первой системы, $\beta=1$ (шаг линий 0,02 Вб/м)

Рассматривая картину поля, видим такие силовые линии магнитного поля, которые проходят: внутри пазов между их стенками; между коронками зубцов в пространстве воздушного зазора, не попадая на поверхность ротора (рисунок 3.6).

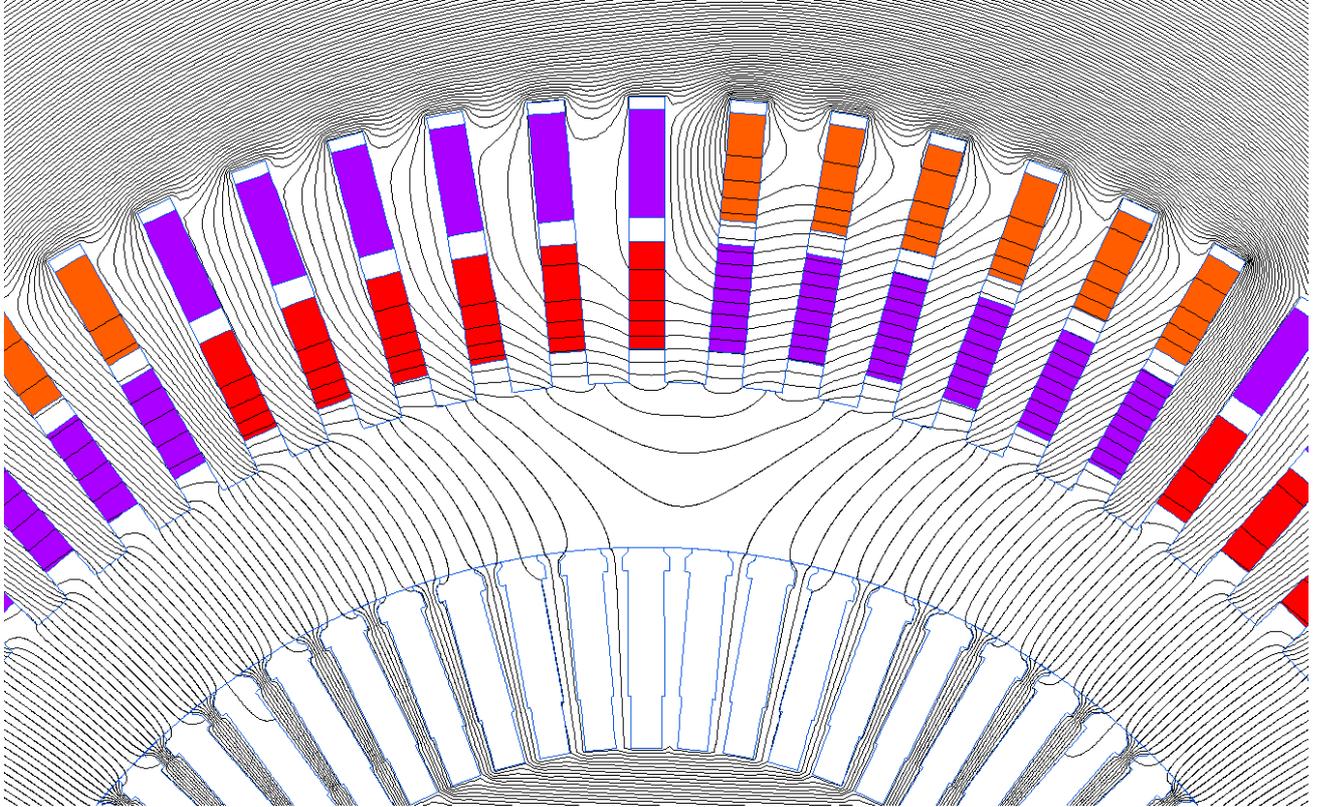


Рисунок 3.6 – Распределение силовых линий магнитного поля в фазной зоне фазы $a1$ турбогенератора при трехфазном питании первой системы, $\beta=5/6$ (шаг линий 0,01 Вб/м)

Эти линии образуют поток, который сцепляется с обмоткой статора и не сцепляется с обмоткой ротора, то есть поток рассеяния. Индуктивное сопротивление рассеяния выразим через потокосцепление потока рассеяния ψ'_σ со стержнями параллельной ветви фазы $a1$ обмотки статора:

$$x'_\sigma = 2\pi fL'_\sigma = 2\pi \frac{\psi'_\sigma}{i}. \quad (3.38)$$

Для определения потокосцепления ψ'_σ суммируем потоки рассеяния, сцепленные со стержнями параллельной ветви фазы. Поток рассеяния можно определить как поток через поверхность, которая является в поперечном сечении активной зоны генератора осью симметрии паза [33].

Взаимная индуктивность $x'_{\sigma 12}$ между фазами $a1$ и $a2$ по путям потоков рассеяния определяется аналогично через потокосцепление рассеяния со стержнями фазы $a2$ при трехфазном питании первой системы.

Индуктивные сопротивления рассеяния x'_σ и $x'_{\sigma 12}$ имеют штрихи, поскольку не учитывают лобовой составляющей. Для сравнения полученных результатов с результатами расчетной оценки в последних также не следует учитывать лобовые составляющие (приведенные в подразделе 3.6).

Результаты определения индуктивных сопротивлений аналитическим методом и из анализа результатов расчета картины электромагнитного поля приведены в таблице 3.7. При диаметральной шаге обмотки определено взаимное рассеяние, которое не учитывается при аналитической оценке, в то же время, его величина сопоставима с погрешностью определения сопротивления рассеяния фазы, а потому не существенна.

Предложенная аналитическая оценка индуктивного сопротивления рассеяния даёт значения, отличающиеся от полученных из расчета картины электромагнитного поля в пределах 5%, что можно считать удовлетворительной для практических вопросов степенью точности. Полученная точность объясняется малым влиянием для крупных электрических машин принятых в аналитических расчетах допущений о распределении электромагнитного поля в области пазов и воздушного зазора. При этом аналитические расчеты обладают преимуществами с точки зрения минимальных затрат времени, ресурсов и наглядности представления описываемых явлений.

Таблица 3.7 – Результаты определения индуктивных сопротивлений рассеяния методами аналитической оценки и анализа расчета картины электромагнитного поля

Сокращение шага β	5/6		1	
	x'_{σ} , о.е.	$x'_{\sigma 12}$, о.е.	x'_{σ} , о.е.	$x'_{\sigma 12}$, о.е.
Аналитическая оценка без учета лобовых составляющих	0,186	0,114	0,418	-
Анализ результатов расчета картины электромагнитного поля	0,176	0,111	0,403	0,013
$ \Delta $, %	4,9	2,8	3,4	-

3.8 Сопоставление параметров трех- и шестифазных турбогенераторов при работе в энергосистеме

В таблице 3.8 по данным [37] приведены параметры трех- и шестифазных турбогенераторов. Указанные параметры не используются для реализации ранее полученных уравнений, обычно по величине индуктивных сопротивлений в установившихся, переходных и сверхпереходных режимах принято делать предварительную экспресс-оценку поведения генератора в энергосистеме. Приведенные данные показывают, что значения указанных параметров шестифазных генераторов близки к трехфазным. Поэтому при равномерной загрузке трехфазных систем, что имеет место при работе через блочный повышающий трансформатор на трехфазную сеть, при применении шестифазных

машин не следует ожидать новых системных проблем в случае переходных режимов в энергосистеме.

Таблица 3.8 – Сравнение параметров трех- и шестифазных турбогенераторов

Тип	Мощность, МВт	Число фаз	ОКЗ, о.е.	x_d , о.е.	x'_d , о.е.	x''_d , о.е.
ТВМ-500-2	500	3	0,44	2,43	0,380	0,268
ТГВ-500-2	500	3	0,44	2,41	0,373	0,243
ТВВ-500-2	500	3	0,442	2,56	0,360	0,240
ТВВ-800-2	800	3	0,476	2,3	0,307	0,245
ТВВ-1000-2	1000	3	0,400	2,82	0,382	0,269
ТВВ-1000-4	1000	3	0,453	2,35	0,397	0,319
ТВВ-1200-2	1200	6	0,462	2,35	0,434	0,332
ТЗВ-1200-2	1200	6	0,495	2,23	0,316	0,241

Для рассматриваемых шестифазных машин мощностью 1200 МВт значения ОКЗ выше, чем для трехфазных генераторов 1000 МВт, что должно благотворно отразиться на устойчивости машины в системе и понизить требования к регулированию возбуждения. В то же время, меньшие значения переходной и сверхпереходной реактивностей по продольной оси ТЗВ-1200-2АУЗ будут способствовать несколько большим токам и моментам при коротких замыканиях.

3.9 Выводы по главе

1. Произведена систематизация электромагнитных параметров шестифазного турбогенератора, используемых для анализа переходных процессов и установившихся режимов. Основная часть параметров соответствует общепринятым для

синхронных машин и не встречает затруднений для теоретического или экспериментального определения. Принятый подход к рассмотрению явлений в шести-фазных турбогенераторах отличается от традиционного для трехфазных машин выделением двух составляющих сопротивления рассеяния статора.

2. Предложен способ расчетной оценки составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора, а также сопротивления нулевой последовательности. Индуктивные сопротивления собственного и взаимного рассеяния трехфазных систем определяются в соответствии с классическим представлением по отдельным составляющим. Используемые приближения обеспечивают простоту и наглядность вычислений при достаточной степени точности и физической адекватности. Допустимость используемых приближений при аналитическом рассмотрении подтверждена результатами численного расчета электромагнитного поля методом конечных элементов.

3. Предложенный способ расчетной оценки отражает конструктивные особенности распределения шестифазной обмотки по пазам статора. Показаны пути определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния статора для всего диапазона сокращений шага обмотки.

4. Выполнен анализ влияния сокращения шага в наиболее актуальном для мощных турбогенераторов диапазоне на значения параметров. Проведена оценка роли отдельных составляющих электромагнитного поля на величину параметров в целях осуществления рационального проектирования и решения задач оптимизации конструкции.

Глава 4 Способы экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора

Совокупность большинства параметров шестифазного турбогенератора соответствует общепринятым для синхронных машин и может быть определена из обычных экспериментов [20; 30]. В то же время, введенное в работе разделение индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора на собственное и взаимное, требует разработки способов их экспериментального определения. Можно предложить следующие три группы экспериментов для определения индуктивных сопротивлений собственного и взаимного рассеяния:

- по характеристикам установившихся режимов;
- при удаленном индукторе;
- при постороннем трехфазном питании обмотки статора.

Могут быть предложены и другие способы, например, путем обработки осциллограмм переходных режимов. Неоспоримыми преимуществами указанных выше способов являются их сравнительная простота, легкость исполнения в условиях испытательного стенда завода-изготовителя или монтажной площадки электростанции.

4.1 Эксперименты установившихся трех- и шестифазных коротких замыканий

Определение индуктивного сопротивления собственного рассеяния статорной обмотки шестифазного турбогенератора возможно из экспериментов с различной схемой коммутации выводов машины при измерении напряжений, токов и мощностей обеих трехфазных систем.

Для опытного определения параметров необходимо связать реальные величины и их значения в $d, q, 0$ – координатах, представленных уравнениями (2.59).

Для установившихся режимов производные от потокосцеплений равны нулю, скорость вала синхронная ($\omega = 1$) и, предположив $x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$, используем уравнение (6.4), которое характеризует связь между комплексными величинами в установившихся режимах. При этом векторы \bar{U}_1, \bar{I}_1 представляют собой измеряемые фазные напряжение ($U_1, В$) и ток ($I_1, А$) первой трехфазной системы.

Учитывая пространственное положение фаз второй системы, имеем:

$$\begin{aligned} U_2 &= \bar{U}_2 e^{j\frac{\pi}{6}}, \\ I_2 &= \bar{I}_2 e^{j\frac{\pi}{6}}, \end{aligned} \quad (4.1)$$

где $e^{j\frac{\pi}{6}}$ – оператор поворота векторов на угол 30 электрических градусов.

4.1.1 Установившееся трехфазное короткое замыкание

При установившемся трехфазном коротком замыкании первой системы $\bar{U}_1 = 0, \bar{I}_2 = 0$. В случае пренебрежения активным сопротивлением якоря векторы напряжения \bar{U}_2 и ЭДС $\bar{E} = -jx_{ad}i_{fd}$ направлены по поперечной, а $\bar{I}_1 = I_{k3}$ – по продольной осям. Тогда получим:

$$\begin{aligned} 0 &= jx_{\sigma 11}\bar{I}_1 + jx_{\sigma 12}\bar{I}_1 + jx_{ad}\bar{I}_1 + jx_{ad}i_{fd}, \\ \bar{U}_2 &= jx_{\sigma 12}\bar{I}_1 + jx_{ad}\bar{I}_1 + jx_{ad}i_{fd}. \end{aligned} \quad (4.2)$$

Отсюда можно определить синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в одной трехфазной системе, Ом:

$$x_{d(3)} = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k3}}. \quad (4.3)$$

Используемая ЭДС E определяется по спрямленной характеристике холостого хода при токе возбуждения i_{fd} , соответствующем выбранному значению I_{k3} . Процедура спрямления характеристики холостого хода нужна для выравнивания магнитного состояния магнитопровода в опытах холостого хода и короткого замыкания.

Вычитая в (4.2) первое выражение из второго, определим индуктивное сопротивление собственного рассеяния, Ом:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_2}{I_{k3}}, \quad (4.4)$$

где U_2 , В – измеряемое фазное напряжение на разомкнутой обмотке второй трехфазной системы.

4.1.2 Установившееся шестифазное короткое замыкание

При установившемся шестифазном коротком замыкании $\bar{U}_1 = \bar{U}_2 = 0$, $\bar{I}_1 = I_{k1}$, $\bar{I}_2 = I_{k2}$. Тогда запишем:

$$\begin{aligned} jx_{\sigma 11}I_{k1} + jx_{\sigma 12}(I_{k1} + I_{k2}) + jx_{ad}(I_{k1} + I_{k2}) - E &= 0, \\ jx_{\sigma 11}I_{k2} + jx_{\sigma 12}(I_{k1} + I_{k2}) + jx_{ad}(I_{k1} + I_{k2}) - E &= 0. \end{aligned} \quad (4.5)$$

Просуммировав эти выражения и разделив на ток $I_{k6} = I_{k1} + I_{k2}$, определим синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в шести фазах статора:

$$x_{d(6)} = \frac{1}{2} x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k6}}, \text{ Ом.} \quad (4.6)$$

По разности параметров $x_{d(3)}$ и $x_{d(6)}$ можно определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния:

$$x_{\sigma 11} = 2(x_{d(3)} - x_{d(6)}), \text{ Ом.} \quad (4.7)$$

Следует отметить, что хотя оба способа применимы на практике, (4.4) более точен, поскольку по (4.7) необходимо вычислять разность двух близких величин.

4.2 Эксперименты при удаленном индукторе

Для трехфазных машин известен эксперимент определения индуктивности рассеяния статорной обмотки при удаленном индукторе [20]. Реактивное сопротивление обмотки при этом состоит из двух частей: x_s , соответствующей потоками рассеяния обмотки, и x_b , соответствующей потоку на расточке статора через пространство воздушного зазора и отсутствующего индуктора. Задачей эксперимента является определение общего индуктивного сопротивления x и вычисление от него $x_s = x - x_b$ [30].

Для экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки статора можно использовать модификацию этого способа. Эксперимент можно проводить при трехфазном питании одной трехфазной системы в двух вариантах: при разомкнутой или замкнутой накоротко второй системе. Для нахождения составляющей магнитного потока на

активной поверхности статора в первом случае может укладываться контрольная обмотка, во втором случае следует использовать только расчетное значение x_b по [30], что связано с размагничивающим влиянием короткозамкнутой обмотки.

От данного способа стоит ожидать заниженного значения сопротивления рассеяния в тех случаях, когда рассеяние по коронкам зубцов играет заметную роль, поскольку в эксперименте исключается поток в расточке статора.

4.2.1 Эксперимент с удаленным индуктором при разомкнутой второй трехфазной системе

В этом случае измеряются фазные напряжения питания, определяющие вектор $\bar{U}_1 = jU_1$, потребляемые токи $\bar{I}_1 = I_1$, а также индуцированные ЭДС E_2 разомкнутой системы. При этом схема замещения изображена на рисунке 4.1.

В этом случае общее индуктивное сопротивление равно, Ом:

$$x_{z1} = x_{\sigma11} + x_{\sigma12} + x_b = \frac{U_1}{I_1}. \quad (4.8)$$

Составляющие рассеяния обмотки статора определяются из следующих соотношений, Ом:

$$\begin{aligned} x_{\sigma12} &= \frac{U_2}{I_1} - x_b, \\ x_{\sigma11} &= \frac{U_1}{I_1} - x_{\sigma12} - x_b = \frac{U_1 - U_2}{I_1}. \end{aligned} \quad (4.9)$$

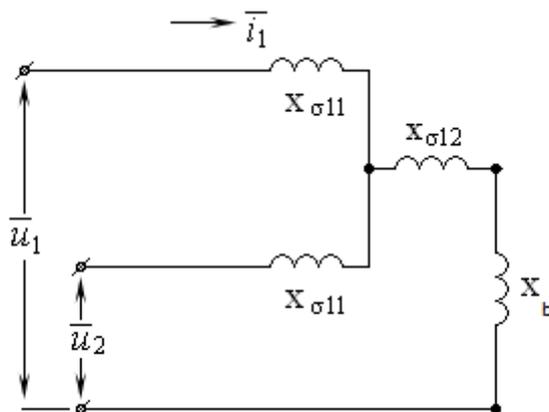


Рисунок 4.1 – Схема замещения для эксперимента с удаленным индуктором при разомкнутой второй трехфазной системе

4.2.2 Эксперимент с удаленным индуктором при замкнутой второй трехфазной системе

В эксперименте с короткозамкнутой второй системой, кроме параметров первой системы следует измерять ток I_2 , наведенный во второй. В этом случае общее индуктивное сопротивление согласно схеме на рисунке 4.2 с учетом указанных выше замечаний равно, Ом:

$$x_{z2} = x_{\sigma 11} + \frac{x_{\sigma 11}(x_{\sigma 12} + x_b)}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_b} = \frac{U_1}{I_1}. \quad (4.10)$$

Используя x_{z1} из предыдущего опыта после несложных преобразований получим, Ом:

$$x_{\sigma 11} = x_{z1} - \sqrt{x_{z1}^2 - x_{z1}x_{z2}}. \quad (4.11)$$

Очевидно, что может быть использовано более простое соотношение, Ом:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_1}{I_1 + I_2}. \quad (4.12)$$

А для индуктивного сопротивления взаимного рассеяния, Ом:

$$x_{\sigma 12} = \frac{I_2 x_{\sigma 11}}{I_1 - I_2} - x_b = \frac{u_1 I_2}{I_1^2 - I_2^2} - x_b. \quad (4.13)$$

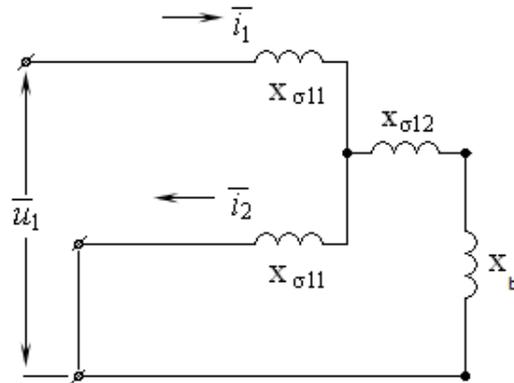


Рисунок 4.2 – Схема замещения для эксперимента с удаленным индуктором при замкнутой второй трехфазной системе

4.3 Эксперименты при постороннем питании обмотки переменным током

Известны и широко применяются в практике приемочных испытаний трехфазных синхронных машин эксперименты для нахождения индуктивных сопротивлений прямой и обратной последовательности при питании вращающейся машины от постороннего источника прямого и обратного чередования фаз соответственно [20; 30]. Данные эксперименты могут быть использованы для нахождения собственного индуктивного сопротивления рассеяния трехфазной системы обмотки статора шестифазного турбогенератора. В то же время, они более трудоемки в проведении, чем ранее рассмотренные, и не дают принципиально новой информации, а потому в меньшей мере могут быть рекомендованы к применению.

4.3.1 Эксперимент трехфазного питания прямой последовательности фаз

Эксперимент проводится при питании одной трехфазной системы трехфазным переменным током сильно пониженного напряжения прямой последовательности, синхронной частоте вращения ротора с разомкнутой обмоткой индуктора. Вторая трехфазная система может быть разомкнутой или замкнутой.

В первом случае следует измерять ток I_1 , А и напряжение питания U_1 , В, а также напряжение на разомкнутой системе U_2 , В. Падение напряжения на индуктивном сопротивлении собственного рассеяния определится разностью напряжений, и тогда, Ом:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_1 - U_2}{I_1}. \quad (4.14)$$

Во втором случае следует измерять ток I_1 , А и напряжение питания U_1 , В, а также ток замкнутой системы I_2 , А. Тогда найдем, Ом:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_1}{I_1 + I_2}. \quad (4.15)$$

4.3.2 Эксперимент трехфазного питания обратной последовательности фаз

Указанные выше выражения (4.14) и (4.15) могут использоваться и при проведении эксперимента обратно-синхронного вращения с замкнутой или разомкнутой второй трехфазной системой. Эксперимент проводится при питании одной трехфазной системы трехфазным переменным током сильно пониженного напряжения ($0,15 \dots 0,2 U_n$) обратной последовательности, синхронной частоте вращения ротора. Обмотка индуктора должна быть замкнута накоротко во избежание индуцирования ЭДС значительной величины. Проведение эксперимента затруд-

няется значительным тормозящим моментом при больших значениях тока и сильным нагревом конструктивных элементов ротора вихревыми токами. Поэтому его следует проводить при очень низких значениях тока. В то же время, следует учесть, что при низких значениях питающего напряжения на результаты опыта окажет влияние остаточное намагничивание [30].

4.4 Выводы по главе

1. Предложены три группы экспериментов для определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора, отличающиеся сравнительной простотой, удобством проведения в промышленных условиях, безопасностью для испытываемого оборудования. Для предложенных способов сформулированы условия их проведения.

2. Установившееся трехфазное короткое замыкание одной системы при соответствующих измерениях на второй позволяет непосредственно определять индуктивное сопротивление собственного рассеяния. Кроме того, этот параметр может быть определен после обработки данных установившегося шестифазного короткого замыкания генератора и трехфазного короткого замыкания одной системы.

3. Эксперимент по определению сопротивления рассеяния статорной обмотки при удаленном индукторе позволяет определять обе составляющие индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки.

4. Эксперименты по трехфазному питанию обмотки статора от постороннего источника позволяют определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния. В то же время, данные эксперименты отличаются повышенной трудоемкостью.

Глава 5 Результаты экспериментального определения индуктивных сопротивлений и их сопоставление с расчетными значениями

Индуктивные сопротивления установившихся и переходных режимов шестифазного турбогенератора, рассмотренные в разделе 2.8 могут определяться из обычных экспериментов, известных для синхронных машин.

Относительная простота предложенных способов экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния статора, а также их безопасность для испытываемого оборудования позволяют использовать их во время промышленных испытаний шестифазных турбогенераторов.

Предложенные эксперименты были проведены на испытательном стенде завода «Электросила» на промышленных образцах шестифазных турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУЗ мощностью 1200 МВт, поставляемых для типового проекта «АЭС-2006» [44-51]. Результаты расчетов параметров генератора этого типа были приведены ранее (таблица 3.4, сокращение шага 5/6). Кроме того, использованы имеющиеся экспериментальные данные по шестифазному турбогенератору ТВВ-1200-2УЗ Костромской ГРЭС [1], позволяющие дополнительно определить значение $x_{\sigma 11}$ и выполнить оценку его соответствия расчетному, провести построение характеристик установившихся режимов.

5.1 Индуктивные сопротивления установившихся и переходных режимов

Продольное индуктивное сопротивление определяется на основе стандартной обработки характеристик холостого хода и короткого замыкания одной трехфазной системы ($x_{d(3)}$) или обеих ($x_{d(6)}$). Результаты представлены в таблице 5.1.

Различие в сопротивлениях $x_{d(3)}$ и $x_{d(6)}$ определяется параллельным включением $x_{\sigma 11}$ в шестифазном режиме.

Таблица 5.1 – Результаты экспериментального определения продольных индуктивных сопротивлений

Параметр	Тип генератора	ТЗВ-1200-2АУЗ						ТВВ-1200-2УЗ
	Образец	№1	№2	№3	№4	№5	№6	-
$x_{d(3)}$	Расчет, о.е.	2,28						2,41
	Эксперимент, о.е.	2,31	2,34	2,33	-	-	-	2,47
	$ \Delta , \%$	1,3	2,6	2,2	-	-	-	2,5
$x_{d(6)}$	Расчет, о.е.	2,23						2,35
	Эксперимент, о.е.	2,27	2,31	2,29	2,26	2,33	2,29	2,36
	$ \Delta , \%$	1,8	3,6	2,7	1,3	4,5	2,7	0,4

Результаты определения параметров переходных режимов приведены в таблице 5.2. Сверхпереходное $x''_{d(3)}$ и переходное $x'_{d(3)}$ индуктивные сопротивления определялись из стандартной обработки осциллограмм эксперимента внезапного трехфазного короткого замыкания, выполняемого на головных образцах турбогенераторов. Проведение эксперимента шестифазного внезапного короткого замыкания ограничивается необходимостью соответствующей шестифазной коммутационной аппаратуры на высокие токи, отсутствующей в промышленной номенклатуре. В то же время, эксперимент внезапного трехфазного короткого замыкания отработан на традиционных машинах; в эксплуатации данный режим более вероятен, а электродинамические усилия, действующие на обмотку статора выше, чем при шестифазном. Параметры для трехфазного внезапного короткого замыкания определены на основе операторных сопротивлений и схем замещения, представленных ранее в настоящей работе, их сопоставление с эксперименталь-

ными данными свидетельствует о необходимой достоверности представленного подхода.

Таблица 5.2 – Результаты экспериментального определения индуктивных параметров

Параметр	Тип генератора	ТЗВ-1200-2АУЗ			ТВВ-1200-2УЗ
	Образец	№1	№2	№3	-
$x''_{d(3)}$	Расчет, о.е.	0,289			0,390
	Эксперимент, о.е.	0,284 0,275	0,283	0,276	0,405
	$ \Delta , \%$	1,7 4,8	2,1	4,5	3,8
$x''_{q(3)}$	Расчет, о.е.	0,289			-
	Эксперимент, о.е.	0,289	0,289	0,274	-
	$ \Delta , \%$	-	-	5,2	-
$x'_{d(3)}$	Расчет, о.е.	0,363			0,492
	Эксперимент, о.е.	0,381	-	-	0,486
	$ \Delta , \%$	4,9	-	-	1,2

Таблица 5.3 Продолжение

x_2	Расчет, о.е.	0,289			0,405
	Эксперимент, о.е.	0,271	0,265	-	0,435
	$ \Delta , \%$	6,2	8,3	-	7,4
x_0	Расчет, о.е.	0,154			0,208
	Эксперимент, о.е.	0,147	-	-	0,224
	$ \Delta , \%$	4,5	-	-	7,7

Дополнительно для образцов ТЗВ-1200-2АУЗ №№1 – 3 параметры $x''_{d(3)}$ и $x''_{q(3)}$ определялись из эксперимента поочередного однофазного питания каждой пары фаз одной трехфазной системы при произвольном положении неподвижного ротора с замкнутой обмоткой возбуждения [30]. Стоит отметить, что на роторе турбогенераторов данного типа помимо обмотки возбуждения размещена специальная демпферная обмотка, влияние которой проявляется уменьшении разницы между этими параметрами.

Индуктивное сопротивление обратной последовательности x_2 определено для одной системы из эксперимента установившегося двухфазного короткого замыкания. Индуктивное сопротивление нулевой последовательности x_0 определяется способом постороннего однофазного питания трех фаз одной системы при параллельном их соединении [30]. Данный эксперимент входит в программу приемочных испытаний, поэтому был выполнен на головном образце турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ и ТВВ-1200-2УЗ. Кроме того, для образца №2 турбогенератора ТЗВ-1200-2АУЗ данный параметр был определен из эксперимента

трехфазного питания при обратном чередовании фаз и номинальной частоте вращения.

Получены результаты сопоставимые по точности с результатами, получаемыми на мощных трехфазных турбогенераторах. Поскольку использованные способы расчетного и экспериментального определения параметров в равной мере справедливы для обычных трехфазных машин, получаемое отклонение, столь же приемлемо, как и при обычно выполняемых для трехфазных машин вычислениях.

5.2 Индуктивное сопротивление собственного рассеяния

Определение $x_{\sigma 11}$ предложенными способами выполнено для двух образцов ТЗВ-1200-2АУЗ при нескольких измерениях (образцы №1 и 2) [48; 50]. Кроме того, определение $x_{\sigma 11}$ по (4.7) не требует проведения дополнительных экспериментов при наличии характеристик холостого хода и установившихся трехфазного и шестифазного коротких замыканий, поэтому было выполнено по имеющимся данным для ещё одной машины этого типа (образец №3). Результаты экспериментального определения различными способами для генератора этого типа сведены в таблицу 5.3.

При всех опытах получены сопоставимые значения. Определение по (4.4) стоит признать наиболее достоверным, так как данный эксперимент является наименее подверженным неточностям во время проведения измерений. В других способах приходится оперировать разницей достаточно близких величин, что требует повышенной точности при измерениях. Как уже отмечалось, определение по (4.7) требует особой тщательности снятия характеристик, что и отразилось на результате для образцов №2 и №3. Без учета этих результатов относительное отличие расчетной оценки от экспериментальных данных находится в пределах 5%.

Для турбогенератора ТВВ-1200-2У3 по данным характеристик шестифазного короткого замыкания и коротких замыканий каждой трехфазной системы с измерением напряжения на разомкнутой системе определено $x_{\sigma 11}$ согласно (4.4) и (4.7), результаты и расчетная оценка приведены в таблице 5.4. Относительное отличие расчетной оценки от экспериментальных данных находится в пределах 8%. Как уже отмечалось, определение по (4.7) обладает наименьшей точностью, но тщательность проведения эксперимента позволила получить весьма близкое с (4.4) значение.

Сравнение различных способов определения параметров статорной обмотки по данным измерений показывает их относительно небольшой разброс, что с одной стороны, подтверждает качество экспериментальных работ, а с другой стороны, является косвенным подтверждением правильности физических представлений и математического описания явлений. Отклонения расчетных оценок от полученных экспериментальных результатов для нескольких образцов различных типов турбогенераторов свидетельствует об удовлетворительной для рассматриваемого круга вопросов точности, особенно учитывая простоту практического применения предлагаемых способов. В целом, поскольку сопоставимы результаты, получаемые разными способами на различных образцах генератора одного типа, необходимо отметить приемлемость определения $x_{\sigma 11}$ по любому из предложенных способов. Выбор используемого способа может определяться исключительно удобством его проведения в тех или иных условиях.

Таблица 5.3 – Результаты экспериментального определения индуктивного сопротивления собственного рассеяния трехфазной системы обмотки статора турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ

Способ определения	Формула	$x_{\sigma 11}$, о.е.			$ \Delta $, %		
		Образец			Образец		
		№1	№2	№3	№1	№2	№3
Расчетная оценка	(3.33)	0,095			-		
Установившегося трехфазного КЗ	(4.4)	0,100	0,100	0,099	5,0	5,0	4,0
Установившихся трехфазного и шестифазного КЗ	(4.7)	0,091	0,063	0,075	4,4	51	27
С удаленным индуктором при разомкнутой второй трехфазной системе	(4.9)	0,097	0,097	-	2,1	2,1	-
С удаленным индуктором при замкнутой второй трехфазной системе	(4.12)	0,097	0,097	-	2,1	2,1	-
При постороннем питании при разомкнутой второй трехфазной системе	(4.14)	0,091	0,095*	-	4,4	0	-
При постороннем питании при замкнутой трехфазной системе	(4.15)	0,095	0,096*	-	0	1,0	-

Примечание: * - обратное чередование фаз постороннего питания.

Таблица 5.4 – Результаты экспериментального определения и расчетной оценки индуктивного сопротивления собственного рассеяния трехфазной системы обмотки статора турбогенератора ТВВ-1200-2У3

Способ определения	Формула	$x_{\sigma 11}$, о.е.		$ \Delta $, %	
		трехфазная система		трехфазная система	
		№1	№2	№1	№2
Расчетная оценка	(3.33)	0,223		-	
Установившегося трехфазного КЗ	(4.4)	0,208	0,206	7,2	8,3
Установившихся трехфазного и шестифазного КЗ	(4.7)	0,208		7,2	

5.3 Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния

На тех же двух промышленных образцах турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУ3 (образцы №1 и 2) было выполнено определение $x_{\sigma 12}$. Результаты экспериментального определения параметров различными способами сведены в таблицу 5.5.

Определение $x_{\sigma 12}$ по (4.9) более предпочтительно, поскольку даже незначительная погрешность в снятии токов обмоток I_1 и I_2 дает бóльшую ошибку в определении параметра по (4.13), о чем свидетельствует большой разброс результатов для образца №2. Без учета этих результатов относительное отличие расчетной оценки от экспериментальных данных находится в пределах 10,5%.

Таблица 5.5 – Результаты экспериментального определения индуктивного сопротивления взаимного рассеяния трехфазных систем обмотки статора турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ

Способ определения	Формула	$x_{\sigma 12}$, о.е.		$ \Delta $, %	
		Образец		Образец	
		№1	№2	№1	№2
Расчетная оценка	(3.26)	0,137		-	
С удаленным индуктором при разомкнутой второй трехфазной системе	(4.9)	0,151	0,151	9,3	9,3
С удаленным индуктором при замкнутой второй трехфазной системе	(4.13)	0,153	0,079..0,201	10,5	32..73

5.4 Построение характеристик установившихся режимов

Решена обратная задача построения характеристик короткого замыкания по расчетным параметрам генератора. Трехфазное установившееся короткое замыкание при пренебрежении активным сопротивлением рассматривается на основе уравнения (4.2). В этом случае характеристику короткого замыкания в относительных единицах можно построить на основании уравнения:

$$\bar{I}_1 = \frac{j\bar{E}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad}}, \quad (5.1)$$

где ЭДС E определяется по спрямленной характеристике холостого хода при токе возбуждения i_{fd} : $\bar{E} = -jx_{ad}i_{fd}$.

Для характеристики шестифазного установившегося короткого замыкания можно воспользоваться выражением (4.6). С учетом того, что $I_{k6} = I_{k1} + I_{k2}$ и $I_{k1} = I_{k2}$, ток одной трехфазной системы в относительных единицах определяется:

$$\bar{I}_1 = \frac{j\bar{E}}{x_{\sigma 11} + 2x_{\sigma 12} + 2x_{ad}} . \quad (5.2)$$

Снижение тока статора в режиме шестифазного короткого замыкания по сравнению с трехфазным при одном и том же возбуждении обусловлено дополнительным размагничивающим действием реакции якоря от тока второй короткозамкнутой трехфазной системы. Расчетные и экспериментальные характеристики установившихся режимов короткого замыкания для турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУЗ (образцы №1 и 2) представлены на рисунке 5.1, для турбогенератора ТВВ-1200-2УЗ – на рисунке 5.2.

Согласно действующим нормативным документам допустимое отклонение установившегося тока короткого замыкания от расчетного при определенном возбуждении составляет $\pm 15\%$ [21]. Данное требование выполняется при использовании предложенного подхода и расчетных значений параметров.

На основании выражения (4.4) по характеристике установившегося короткого замыкания в относительных единицах может быть определено напряжение на разомкнутой трехфазной системе при установившемся трехфазном коротком замыкании:

$$U_2 = \frac{x_{\sigma 11}x_{ad}i_{fd}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad}} . \quad (5.3)$$

Расчетное и экспериментальное напряжения на открытой трехфазной системе при различных токах возбуждения для генераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ

(образцы №1 и 2) приведено на рисунке 5.3. Для турбогенератора ТВВ-1200-2У3 подобное – на рисунке 5.4, некоторый разброс экспериментальных точек в начальной части характеристики, снятой для второй обмотки, можно объяснить неточностью при проведении испытаний.

Подтверждение расчетных результатов опытными данными на нескольких промышленных образцах генераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ и анализ имеющихся экспериментальных данных по генератору ТВВ-1200-2УЗ свидетельствуют о достаточной достоверности предложенных способов и справедливости физических представлений о явлениях, протекающих в шестифазных турбогенераторах.

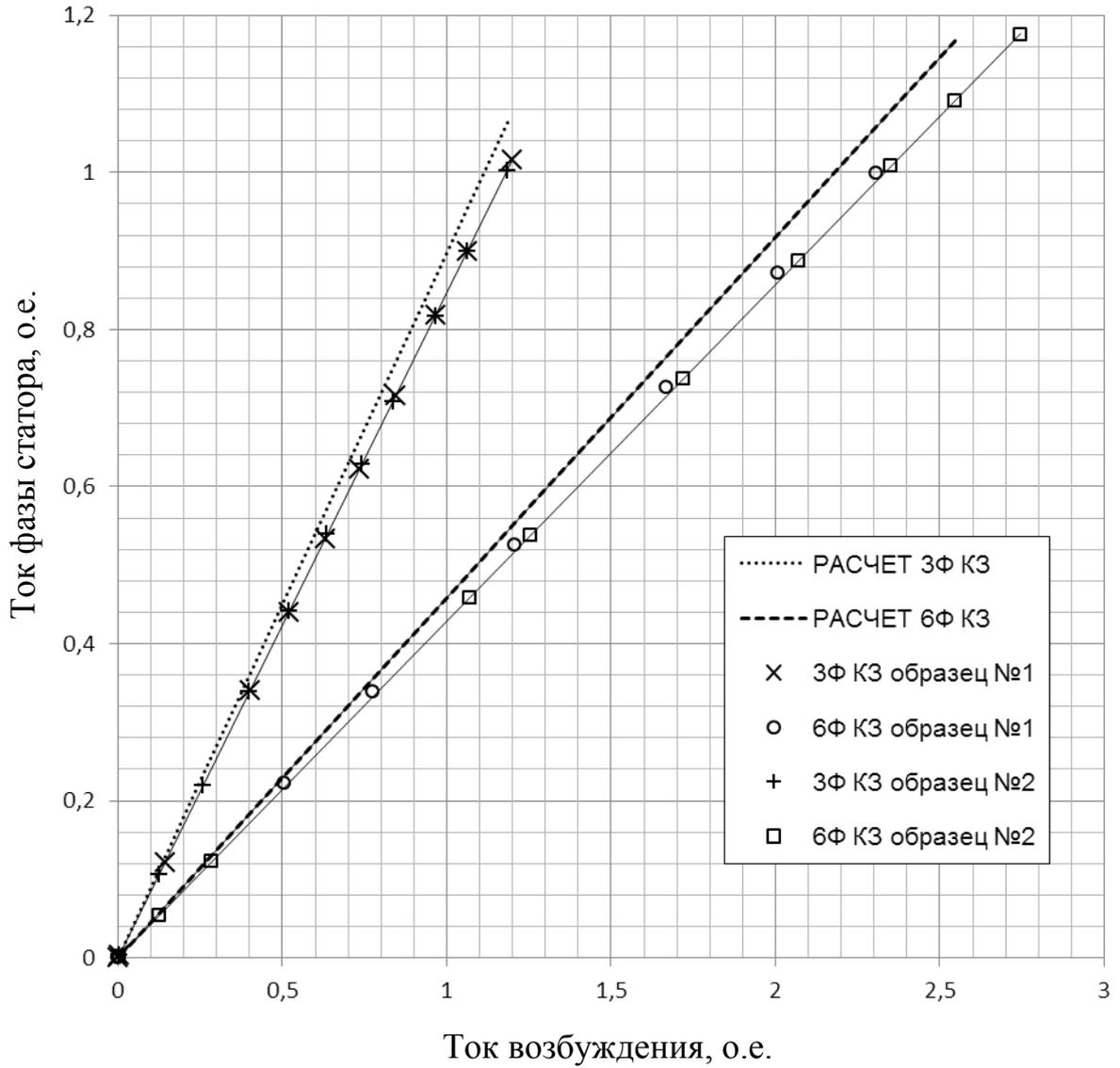


Рисунок 5.1 – Расчетные и экспериментальные характеристики установившихся трехфазного и шестифазного короткого замыкания турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ

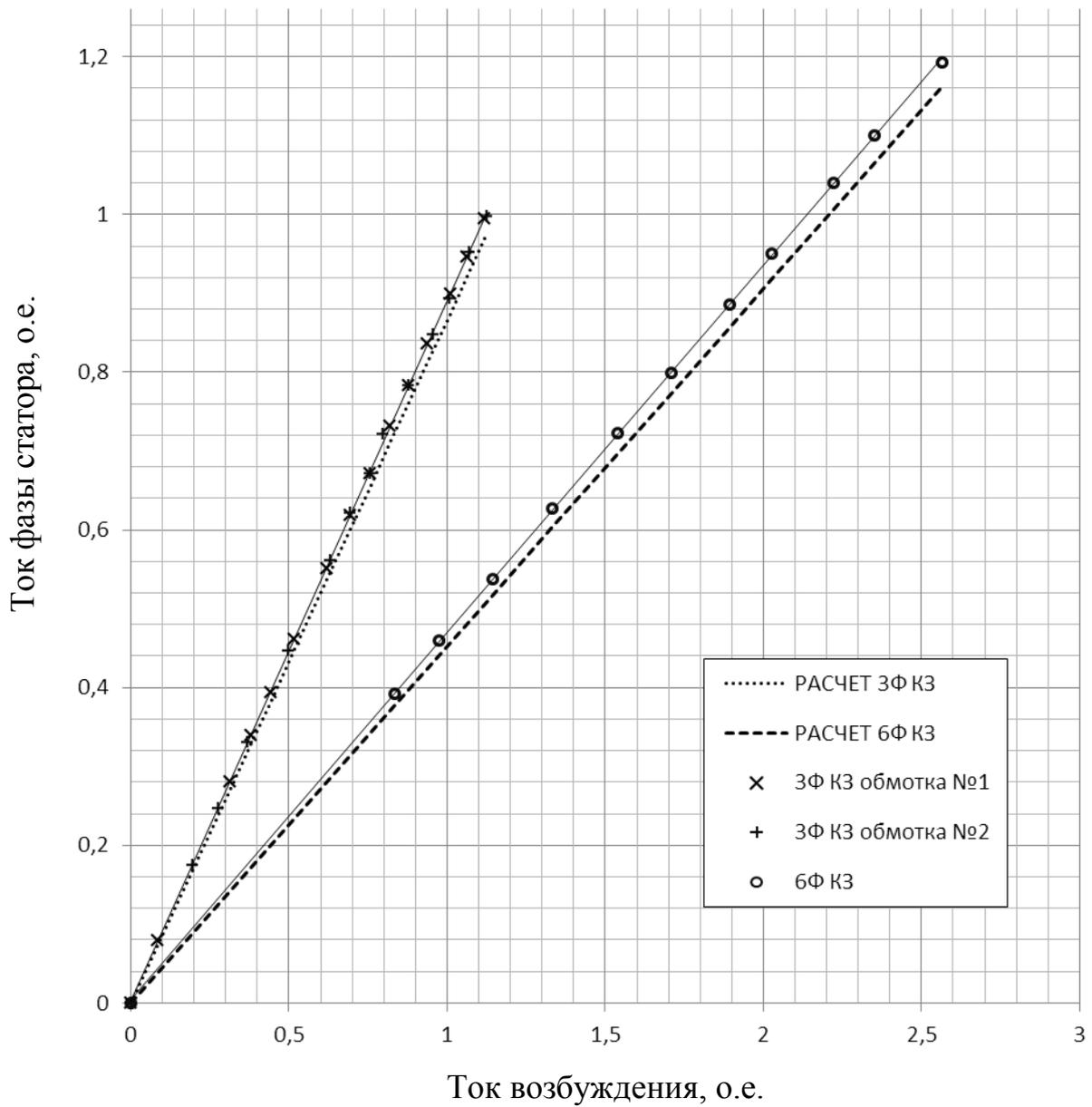


Рисунок 5.2 – Расчетные и экспериментальные характеристики установившихся трехфазного и шестифазного короткого замыкания турбогенератора типа ТВВ-1200-2У3

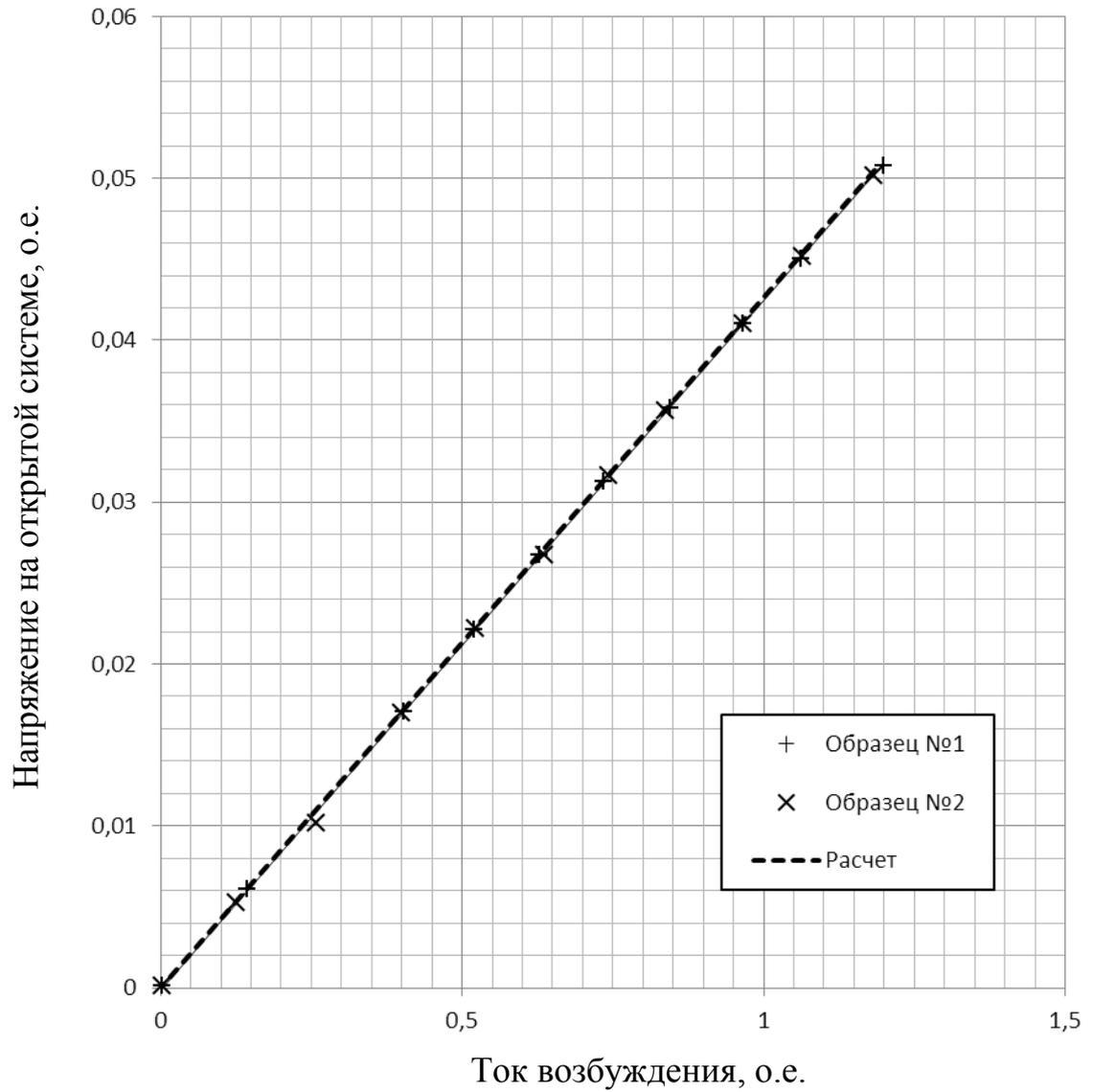


Рисунок 5.3 – Напряжение на открытой трехфазной системе в эксперименте установившегося трехфазного короткого замыкания турбогенераторов типа ТЗВ-1200-2АУЗ

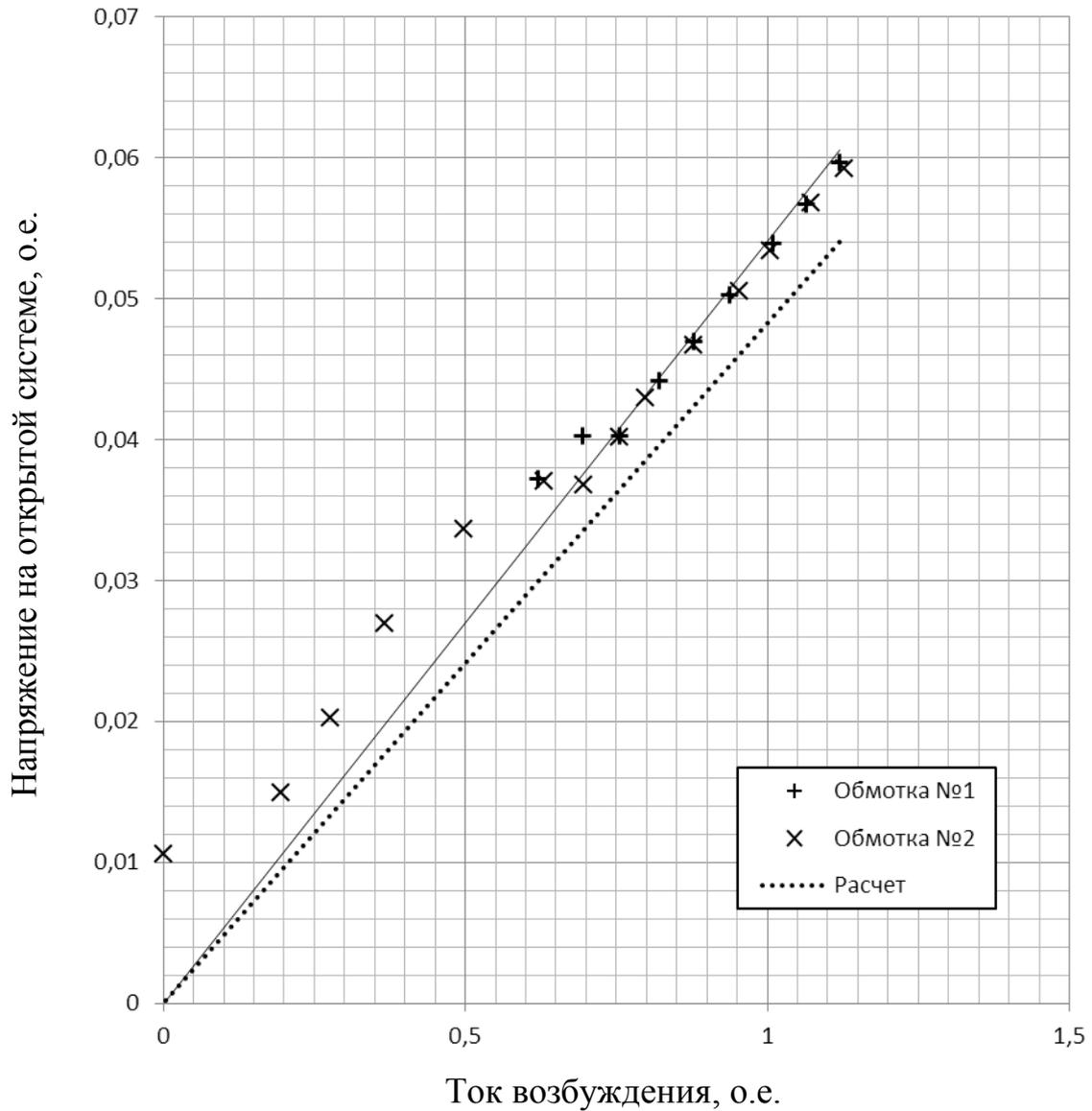


Рисунок 5.4 – Напряжение на открытой трехфазной системе в эксперименте установившегося трехфазного короткого замыкания турбогенератора типа ТВВ-1200-2У3

5.5 Выводы по главе

1. Сравнение расчетных и экспериментальных индуктивных параметров установившихся и переходных режимов, определённых для нескольких образцов турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУЗ и ТВВ-1200-2УЗ подтверждает правильность физических представлений о протекающих в шестифазных турбогенераторах явлениях.

2. Достоверность предложенных способов расчетной оценки и экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния статора $x_{\sigma 11}$ и $x_{\sigma 12}$ подтверждается материалами натурных испытаний трёх промышленных образцов турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУЗ, а также ТВВ-1200-2УЗ.

2. Относительные отличия расчетных оценок $x_{\sigma 11}$ и $x_{\sigma 12}$ от экспериментальных результатов для нескольких образцов двух типов турбогенераторов (в пределах 10,5%) свидетельствует об удовлетворительной для рассматриваемого круга вопросов точности.

3. Выбор используемого экспериментального способа может определяться удобством его проведения в тех или иных условиях.

4. По расчетным параметрам построены характеристики установившихся трех- и шестифазного коротких замыканий, а также напряжения на разомкнутой трехфазной системе при установившемся трехфазном коротком замыкании другой системы для обоих типов турбогенераторов. Получены расчетные результаты, удовлетворительно согласующиеся с экспериментальными данными.

Глава 6 Схемы замещения шестифазного турбогенератора для анализа переходных процессов

Зачастую исследование работы электрической машины производят с использованием эквивалентных схем замещения, удобство которых в настоящий момент заключается в том, что они:

- дают возможность систематизировать искомые параметры и наглядно проследить за влиянием на них отдельных контуров;
- обладают существенной наглядностью, позволяя представить электромагнитные связи между отдельными контурами машины;
- упрощают физическую трактовку протекающих процессов и явлений;
- методами схемных преобразований и диакоптики позволяют оптимизировать решения задач в сложных электромеханических системах;
- позволяют использовать схемно-ориентированные программные продукты, не прибегая к непосредственному решению дифференциальных уравнений (P Spice, K Tech Lab, Qucs, TkGate и т.п.);

Схемы замещения при известном наборе параметров могут быть синтезированы для анализа широкого спектра переходных процессов и установившихся режимов. Известные для шестифазных турбогенераторов схемы замещения [67; 71] построены интуитивно для частных режимов работы и используют параметры, которые зависят от рассматриваемых режимов. Поэтому необходимо разработать схемы замещения, которые отличались бы универсальностью и позволяли бы проводить рассмотрение различных процессов при неизменных определяющих параметрах.

6.1 Схемы замещения при динамических режимах

В представленной форме уравнения (2.59) и (2.60) по продольной оси соответствуют схеме замещения, изображенной на рисунке 6.1. Для поперечной оси (рисунок 6.2) схема отличается отсутствием цепи возбуждения, используемыми напряжениями статора (u_{q1} , u_{q2}), индуктивными параметрами (x_{aq} , x_{seq} , r_{eq}) и ЭДС вращения ($\omega\psi_{d1}$, $\omega\psi_{d2}$).

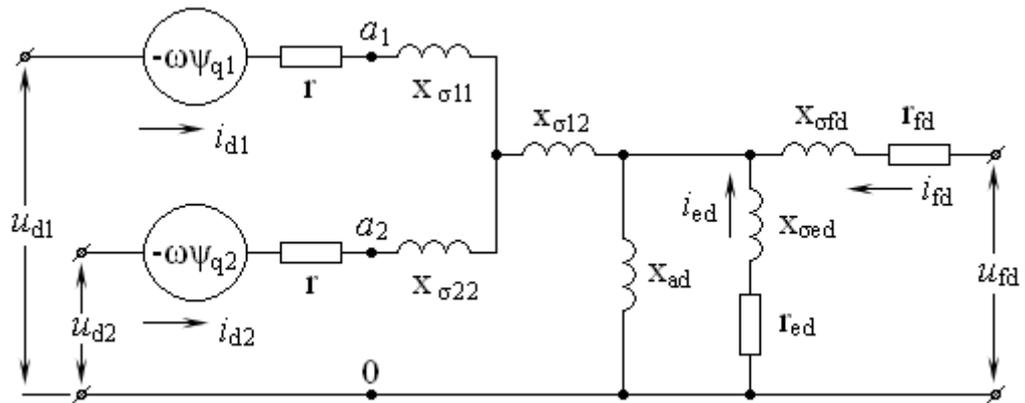


Рисунок 6.1 – Схема замещения при динамических режимах по продольной оси

Потокосцепления статорных контуров ψ_{d1} , ψ_{d2} определяются напряжениями между точками схемы $a1-0$, $a2-0$ (рисунок 3.1):

$$u_{a10} = \frac{d\psi_{d1}}{d\tau}; \quad u_{a20} = \frac{d\psi_{d2}}{d\tau}. \quad (6.1)$$

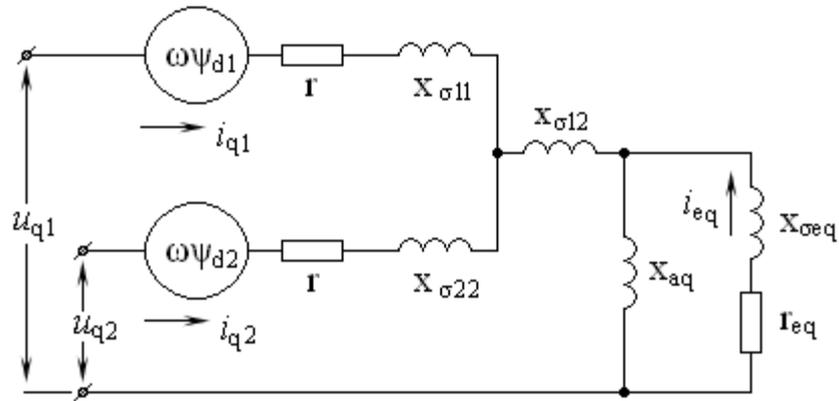


Рисунок 6.2 – Схема замещения при динамических режимах по поперечной оси

Учитывая, что при неизменном напряжении возбуждения в операторном виде $\psi_d(p) = x_d(p)i_d(p)$, по выражению (2.67) можно составить схему замещения для найденного ранее операторного индуктивного сопротивления по продольной оси – рисунок 6.3, для поперечной оси схема строится по аналогии.

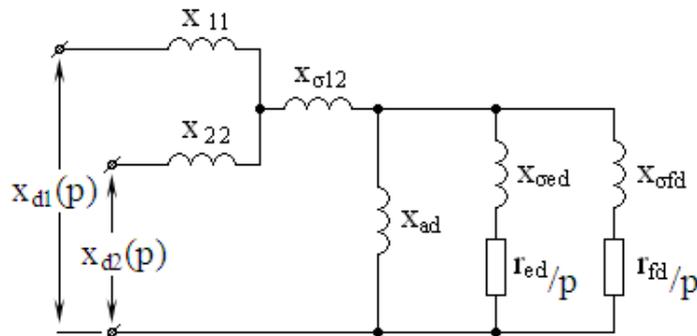


Рисунок 6.3 – Схема замещения операторного сопротивления по продольной оси

Подобным образом могут быть синтезированы схемы замещения для различных условий работы машины. Преимущество изложенного подхода заключается в возможности не изменять параметры машины в зависимости от рассматриваемых режимов и, задав единожды параметры, исследовать разнообразные

установившиеся режимы и переходные процессы, не ограничиваясь частными случаями.

Схемы замещения иллюстрируют электромагнитные связи между отдельными контурами машины, и их влияние на совокупные параметры генератора. Например, наглядно может быть объяснено снижение токов при сравнении трехфазных и шестифазных коротких замыканий.

6.2 Схемы замещения в симметричных составляющих

6.2.1 Установившийся режим

В данном режиме в (2.59) производные и токи демпферных контуров будут равны нулю. В случае пренебрежения активным сопротивлением статора (справедливым для мощных турбогенераторов) уравнения для напряжений первой системы:

$$\begin{aligned} u_{d1} &= -\omega x_{\sigma 11} i_{q1} - \omega x_{\sigma 12} (i_{q1} + i_{q2}) - \omega x_{aq} (i_{q1} + i_{q2}) = -\omega x_{\sigma 11} i_{q1} - \omega x_{q3} (i_{q1} + i_{q2}), \\ u_{q1} &= \omega x_{\sigma 11} i_{d1} + \omega x_{\sigma 12} (i_{d1} + i_{d2}) + \omega x_{ad} (i_{d1} + i_{d2} + i_{fd}) = \omega x_{\sigma 11} i_{d1} + \omega x_{d3} (i_{d1} + i_{d2}) + E, \end{aligned} \quad (6.2)$$

где $x_{d3} = x_{\sigma 12} + x_{ad}$; $x_{q3} = x_{\sigma 12} + x_{aq}$; $E = \omega x_{ad} i_{fd}$.

Для записи уравнений напряжения второй системы необходимо переставить индексы 1 и 2.

При анализе режимов часто используется изображение переменных в комплексной форме, при этом координаты d, q соответствуют вещественной и мнимой осями, тогда (учитывая, что $x_{ad} = x_{aq}$):

$$\dot{U}_1 = u_{d1} + j u_{q1}, \quad \dot{I}_1 = i_{d1} + j i_{q1}, \quad \dot{E} = -j \omega x_{ad} i_{fd}, \quad (6.3)$$

тогда в комплексной форме:

$$\dot{U}_1 = -\dot{E} + j\omega x_{\sigma 11} \dot{I}_1 + j\omega x_{d3} (\dot{I}_1 + \dot{I}_2). \quad (6.4)$$

6.2.2 Переходный режим

Довольно часто при рассмотрении переходных процессов оказывается возможным сделать следующие допущения:

$$\frac{d\psi_{d1}}{d\tau} = \frac{d\psi_{d2}}{d\tau} = \frac{d\psi_{q1}}{d\tau} = \frac{d\psi_{q2}}{d\tau} = 0, \quad r = 0. \quad (6.5)$$

В этом случае уравнения (2.59) упрощаются: $u_{d1} = -\psi_{q1}\omega$, $u_{q1} = \psi_{d1}\omega$.

В переходном режиме $i_{ed} = i_{eq} = 0$, в этом случае согласно выражению из (2.60) на основе принципа постоянства потокосцепления:

$$\psi_{fd} \frac{x_{ad}}{x_{fd}} = x_{ad} i_{fd} + \frac{x_{ad}^2}{x_{fd}} (i_{d1} + i_{d2}) = x_{ad} i_{fd0} + \frac{x_{ad}^2}{x_{fd}} (i_{d10} + i_{d20}), \quad (6.6)$$

здесь i_{fd0} , i_{d10} , i_{d20} - начальные значения.

Подставляя в (2.60) ток возбуждения, найденный из (6.6), получим следующие уравнения:

$$\begin{aligned} u_{d1} &= -\omega x_{\sigma 11} i_{q1} - \omega x_{q3} (i_{q1} + i_{q2}), \\ u_{q1} &= \omega x_{\sigma 11} i_{d1} + \omega x'_{d3} (i_{d1} + i_{d2}) + E'_d. \end{aligned} \quad (6.7)$$

Переходная ЭДС определяется следующим образом:

$$E'_d = \psi_{fd} \frac{x_{ad}}{x_{fd}} = E_0 + (x_{d3} - x'_{d3})(i_{d10} + i_{d20}), \quad (6.8)$$

при начальных значениях $E_0 = \omega x_{ad} i_{fd0}$ и i_{d10}, i_{d20} .

Используемое здесь продольное переходное сопротивление:

$$x'_{d3} = x_{\sigma 12} + \frac{x_{ad} x_{\sigma fd}}{x_{ad} + x_{\sigma fd}} \quad (6.9)$$

В комплексной форме по аналогии с установившимся режимом (6.4), предполагая, что определяющим режим являются продольные составляющие токов (потоков), получим:

$$\dot{U}_1 = -\dot{E}'_d + j\omega x_{\sigma 11} \dot{I}_1 + j\omega x'_{d3} (\dot{I}_1 + \dot{I}_2). \quad (6.10)$$

6.2.3 Сверхпереходный режим

Сверхпереходным считается переходный режим при постоянстве потокосцеплений:

$$\psi_{fd} = const; \psi_{ed} = const; \psi_{eq} = const. \quad (6.11)$$

При этом условии можно связать приращения токов:

$$\Delta i_{fd} = i_{fd} - i_{fd0}; \Delta i_{d1} = i_{d1} - i_{d10}; \Delta i_{d2} = i_{d2} - i_{d20}; \Delta i_{q1} = i_{q1} - i_{q10}; \Delta i_{q2} = i_{q2} - i_{q20} \quad (6.12)$$

при изменении режима:

$$\begin{aligned} x_{fd} \Delta i_{fd} + x_{ad} (\Delta i_{d1} + \Delta i_{d2}) + x_{ad} i_{ed} &= 0, \\ x_{ed} i_{ed} + x_{ad} (\Delta i_{d1} + \Delta i_{d2}) + x_{ad} \Delta i_{fd} &= 0, \\ x_{eq} i_{eq} + x_{aq} (\Delta i_{q1} + \Delta i_{q2}) &= 0. \end{aligned} \quad (6.13)$$

Записывая потокосцепления в продольной оси первой системы в приращениях, получим:

$$\psi_{d1} = \psi_{d10} + \Delta \psi_{d1} = \psi_{d10} + x_{\sigma 11} \Delta i_{d1} + x'_{d3} (\Delta i_{d1} + \Delta i_{d2}). \quad (6.14)$$

И тогда напряжение поперечной оси:

$$u_{q1} = \omega \psi_{d1} = E_d'' + \omega x_{\sigma 11} i_{d1} + \omega x_{d3}'' (i_{d1} + i_{d2}), \quad (6.15)$$

где:

$$E_d'' = E_0 + \omega (x_{d3} - x_{d3}'') (i_{d10} + i_{d20}), \quad (6.16)$$

$$x_{d3}'' = x_{\sigma 12} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma fd}} + \frac{1}{x_{\sigma ed}}}. \quad (6.17)$$

По аналогии:

$$u_{d1} = -\omega \psi_{q1} = -E_q'' - \omega x_{\sigma 11} i_{q1} - \omega x_{q3}'' (i_{q1} + i_{q2}), \quad (6.18)$$

где:

$$E_q'' = \omega (x_{q3} - x_{q3}'') (i_{q10} + i_{q20}), \quad (6.19)$$

$$x_{q3}'' = x_{\sigma 12} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma ed}}}. \quad (6.20)$$

Массивная бочка ротора турбогенератора проявляет значительные свойства электромагнитного экранирования, вследствие чего обычно принимается $x_d'' \approx x_q''$ [11; 38; 41; 57]. В случае $x_{d3}'' = x_{q3}''$, в комплексной форме для первой системы:

$$\dot{U}_1 = -\dot{E}'' + j\omega x_{\sigma 11} \dot{I}_1 + j\omega x_{d3}'' (\dot{I}_1 + \dot{I}_2), \quad (6.21)$$

и ЭДС:

$$\dot{E}'' = \dot{E}_0 - j\omega (x_{d3} - x_{d3}'') (\dot{i}_{d10} + \dot{i}_{d20}) - j\omega (x_{q3} - x_{q3}'') (\dot{i}_{q10} + \dot{i}_{q20}). \quad (6.22)$$

6.2.4 Схема замещения для составляющих прямой последовательности

Полученные уравнения (6.4), (6.10) и (6.21) аналогичны по форме записи, в зависимости от исследуемого режима применяются соответствующие индуктивные параметры и ЭДС. Для анализа установившегося режима используются x_{d3} и E_d , для переходного режима: x'_{d3} и E'_d ; соответственно для сверхпереходного: x''_{d3} и E'' .

Используемые параметры x_{d3} , x'_{d3} , x''_{d3} не соответствуют аналогичным для обычных трехфазных машин, потому что определяются без учета собственного рассеяния $x_{\sigma 11}$, $x_{\sigma 22}$, в этой связи использован дополнительный индекс «3».

В соответствии с (6.4), (6.10) и (6.21) синтезированы схемы замещения соответствующих режимов, которые могут использоваться, например, при оценке ударных токов методом симметричных составляющих. Схема замещения для установившегося режима составляющих прямой последовательности приведена на рисунке 6.4. Схемы замещения для составляющих прямой последовательности, соответствующие режимам и выражениям (6.10) и (6.21) приведены на рисунке 6.5.

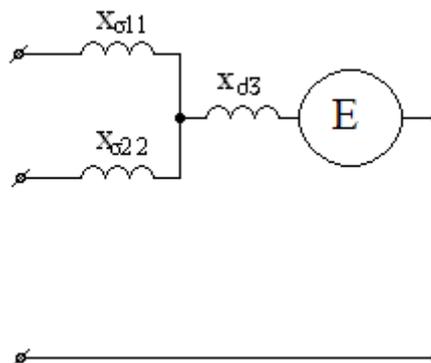


Рисунок 6.4 – Схема замещения шестифазного турбогенератора для составляющих прямой последовательности (установившийся режим)

Схемы замещения отражают электромагнитные связи и позволяют определить экспериментальные способы определения соответствующих параметров. Например, схема на рисунке 6.4 показывает, что значение собственного индуктивного сопротивления рассеяния может быть определено из эксперимента установившегося трехфазного короткого замыкания одной трехфазной системы через напряжение на второй трехфазной системе, находящейся на холостом ходу и т.д. – что было рассмотрено ранее.

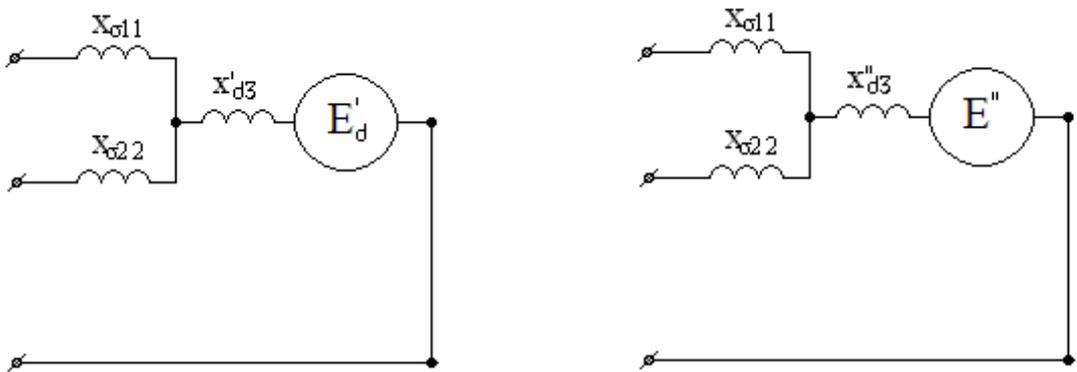


Рисунок 6.5 – Схемы замещения для составляющих прямой последовательности (переходный и сверхпереходный режимы)

Схемы могут быть использованы для анализа процессов на энергоблоке «шестифазный турбогенератор-трансформатор» с использованием классической трехлучевой схемы замещения блочного трансформатора (рисунок 6.6) [43].

При этом комплексное значение ЭДС генератора с учетом параметров трансформатора:

$$\dot{E} = \dot{U}_c + j\dot{I}_c \cdot x_B, \quad (6.23)$$

где \dot{U}_c - напряжение на выходе блочного трансформатора, \dot{I}_c - ток сети.

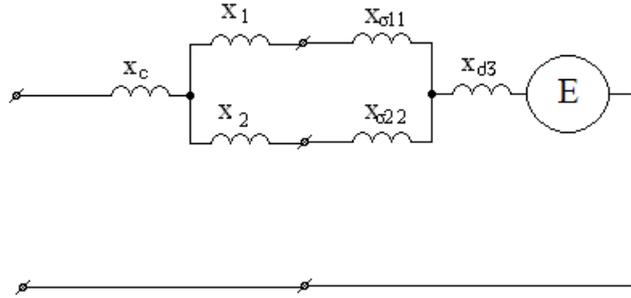


Рисунок 6.6 – Схема замещения энергоблока «шестифазный турбогенератор-трансформатор»

Согласно схеме рисунка 6.6:

$$x_B = x_c + x_{d3} + \frac{(x_1 + x_{\sigma11})(x_2 + x_{\sigma22})}{(x_1 + x_2) + (x_{\sigma11} + x_{\sigma22})}, \quad (6.24)$$

где $x_{d3} = x_d - \frac{x_{\sigma11}}{2}$.

Естественно, что все параметры, используемые в расчетах, в том числе и трансформатора, должны быть в единых базисах турбогенератора. Несимметрия по трехфазным обмоткам в случае необходимости определяется параметрами $x_1 \neq x_2$.

При исходном режиме симметричной нагрузки и симметричном внезапном коротком замыкании:

$$E = E_d'' = E_0 - (x_d - x_d'')I_c, \quad (6.25)$$

$$x_{d3}'' = x_d'' - \frac{x_{\sigma11}}{2},$$

где $E_0 = x_{ad}i_{f0}$, и i_{f0} - ток возбуждения в исходном режиме.

При установившемся режиме симметричного короткого замыкания соответствующие параметры и ЭДС соответствуют ранее рассмотренному установившемуся режиму.

6.2.5 Схема замещения для составляющих обратной последовательности

Схема замещения для составляющих обратной последовательности синтезирована по аналогии с прямой последовательностью, при этом часть потока рассеяния обмотки статора соответствует собственному рассеянию, а часть – взаимному. Как известно, при протекании токов обратной последовательности в воздушном зазоре турбогенератора возникает электромагнитное поле, вращающееся в противоположную сторону относительно ротора. При этом ЭДС возбуждения относится только к составляющим прямой последовательности. Основной поток составляющих обратной последовательности, перемещаясь относительно ротора с двойной скоростью, наводит в бочке ротора турбогенератора и обмотке возбуждения токи двойной частоты.

Условием применимости метода симметричных составляющих является введение индуктивного сопротивления обратной последовательности x_2 , зависящего от вида несимметрии [6]. Так, при синусоидальных напряжениях статора и несинусоидальных токах сопротивление x_2 составит [11; 38]:

$$x_2 = \frac{2x_d''x_q''}{x_d'' + x_q''}. \quad (6.26)$$

При несинусоидальных напряжениях статора и синусоидальных токах [38]:

$$x_2 = \frac{x_d'' + x_q''}{2}. \quad (6.27)$$

Поскольку массивный ротор проявляет существенные демпфирующие свойства, для неявнополюсных машин обычно принимается $x_d'' \approx x_q''$ [11; 38; 41; 57], и соответственно получается $x_2 \approx x_d''$ [11]. Например, при $x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$ схема замещения для обратной последовательности приведена на рисунке 6.7, при этом:

$$x_2 = x_{d3}'' + \frac{x_{\sigma 11}}{2}. \quad (6.28)$$

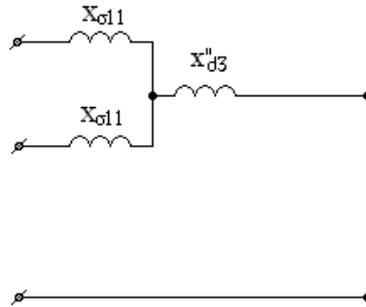


Рисунок 6.7 – Схема замещения шестифазного турбогенератора для составляющих обратной последовательности

6.2.6 Схема замещения для составляющих нулевой последовательности

Поскольку, как уже было выяснено, основные гармонические потоков нулевой последовательности трехфазных систем не взаимодействуют между собой, схема для нулевой последовательности предельно проста: напряжения u_{01} , u_{02} уравниваются падением напряжений на сопротивлениях нулевой последовательности x_{01} , x_{02} от токов i_{01} , i_{02} соответственно.

6.3 Выводы по главе

1. На основе уравнений состояния шестифазного турбогенератора разработаны схемы замещения с фиксированными параметрами, которые позволяют анализировать различные установившиеся и переходные процессы при обычно принимаемых допущениях. Наглядно отображая особенности электромагнитных связей трехфазных обмоток статора, составляющих шестифазную обмотку, схемы замещения облегчают однозначную физическую трактовку протекающих в шестифазном турбогенераторе переходных процессов.

2. На основе принципа постоянства потокосцепления разработаны схемы замещения, содержащие такие параметры как сверхпереходные и переходные индуктивные сопротивления. Данные схемы позволяют выполнить оценку значений токов, электромагнитных сил и моментов в симметричных и несимметричных режимах.

3. Отличительной особенностью предложенного подхода является возможность при заданных единой параметрах проводить рассмотрение широкого круга симметричных и несимметричных установившихся и переходных режимов работы шестифазного турбогенератора, при этом не требуется изменять параметры в зависимости от рассматриваемого режима.

4. В качестве примера рассмотрено использование эквивалентных схем замещения при рассмотрении процессов на энергоблоке «шестифазный генератор-трансформатор».

5. Представленные схемы замещения наглядно иллюстрируют влияние отдельных контуров на совокупные параметры шестифазного турбогенератора, и в частности показывают какие параметры можно определить экспериментально, при этом не возникает необходимости проводить преобразования уравнений.

Глава 7 Анализ переходных процессов шестифазного турбогенератора с помощью решения уравнений состояния численными методами

7.1 Вводные замечания

Состояние шестифазного турбогенератора описывается системой дифференциальных уравнений (2.59) и алгебраических уравнений (2.60). Решения ограничиваются задачей Коши, согласно которой для определения переменных, стоящих под знаком производной, должны быть заданы их начальные условия. При численном интегрировании полное время наблюдения за процессом разбивается на достаточно мелкие интервалы (шаги) длительностью τ_k . Для каждого из них вычисляется производная искомой функции, а далее – значение самой функции.

Особенность шестифазных машин выражается в составе используемых параметров и переменных. При этом напряжения статора зависят от сети, в которую включен турбогенератор, напряжение возбуждения – от применяемой системы возбуждения, поэтому для них должны быть сформированы отдельные описания. Далее будем предполагать $u_{fd} = const$, т.е. отсутствие регулирования возбуждения. При этом регулирование возбуждения может быть учтено отдельно при детальном рассмотрении переходных процессов в зависимости от условий конкретной задачи, типа системы возбуждения, её регуляторов и т.д. [53].

В решении уравнений (2.59) и (2.60) может быть два подхода.

В первом из них после подстановки выражений (2.60) в левую часть (2.59) исключаются потокосцепления, а искомыми переменными являются токи.

Во втором – перед вычислением правых частей (2.59) по известным на предшествующих шагах потокосцеплениям находятся токи, тогда результатом решения (2.59) будут потокосцепления.

Второй подход, рассмотренный далее, предпочтителен по следующим причинам:

- при переходных процессах потокосцепления с реальными физическими контурами изменяются в меньшей степени, чем токи, что позволяет увеличить расчетный шаг, сократить время обработки данных;
- энергетические электрические машины имеют весьма малые активные сопротивления, поэтому даже относительно большие погрешности в токах не должны заметно влиять на значения правых частей (2.59).

7.2 Способ определения токов отдельных контуров

Алгоритм требует перед каждым шагом решения дифференциальных уравнений (2.59) обращаться к системе алгебраических уравнений (2.60), что существенно влияет на его программную реализацию. Уравнения для определения токов могут быть найдены после несложных преобразований (2.60).

Учитывая, что потокосцепления в продольной и поперечной осях не зависят друг от друга, и в общем случае трехфазные системы могут иметь отличающиеся параметры (учитывающие параметры трехлучевой схемы замещения блочного трансформатора, токопровода и т.д.), можно записать для первой системы (для второй необходимо переставить индексы 1 и 2):

$$i_{d1} = \frac{\psi_{d1} - \psi_{ad}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} - \frac{x_{\sigma 12}^2}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}} - \frac{\psi_{d2} - \psi_{ad}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} - \frac{x_{\sigma 12}^2}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}} \cdot \frac{x_{\sigma 12}}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}; \quad (7.1)$$

$$i_{q1} = \frac{\psi_{q1} - \psi_{aq}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} - \frac{x_{\sigma 12}^2}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}} - \frac{\psi_{q2} - \psi_{aq}}{x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} - \frac{x_{\sigma 12}^2}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}} \cdot \frac{x_{\sigma 12}}{x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}}; \quad (7.2)$$

где $\psi_{ad} = x_{ad} (i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + i_{ed})$ и $\psi_{aq} = x_{aq} (i_{q1} + i_{q2} + i_{eq})$.

Для роторных контуров:

$$i_{fd} = \frac{\psi_{fd} - \psi_{ad}}{x_{\sigma fd}}, \quad i_{ed} = \frac{\psi_{ed} - \psi_{ad}}{x_{\sigma ed}}, \quad i_{eq} = \frac{\psi_{eq} - \psi_{aq}}{x_{\sigma eq}} \quad (7.3)$$

Суммируя левые и правые части (2.60), получим:

$$\begin{aligned} \psi_{ad} = & \left(\frac{\psi_{d1} \cdot x_{\sigma 22}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}) - x_{\sigma 12}^2} + \right. \\ & \left. + \frac{\psi_{d2} \cdot x_{\sigma 11}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}) - x_{\sigma 12}^2} + \frac{\psi_{fd}}{x_{\sigma fd}} + \frac{\psi_{ed}}{x_{\sigma ed}} \right) \cdot x_{od}; \\ \psi_{aq} = & \left(\frac{\psi_{q1} \cdot x_{\sigma 22}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}) - x_{\sigma 12}^2} + \right. \\ & \left. + \frac{\psi_{q2} \cdot x_{\sigma 11}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12}) - x_{\sigma 12}^2} + \frac{\psi_{eq}}{x_{\sigma eq}} \right) \cdot x_{oq}; \end{aligned} \quad (7.4)$$

где

$$\begin{aligned} x_{od} = & \left(\frac{1}{x_{ad}} + \frac{x_{\sigma 22}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12})_{\sigma} - x_{\sigma 12}^2} + \right. \\ & \left. + \frac{x_{\sigma 11}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12})_{\sigma} - x_{\sigma 12}^2} + \frac{1}{x_{\sigma ed}} + \frac{1}{x_{\sigma fd}} \right)^{-1}; \\ x_{oq} = & \left(\frac{1}{x_{aq}} + \frac{x_{\sigma 22}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12})_{\sigma} - x_{\sigma 12}^2} + \right. \\ & \left. + \frac{x_{\sigma 11}}{(x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12}) \cdot (x_{\sigma 22} + x_{\sigma 12})_{\sigma} - x_{\sigma 12}^2} + \frac{1}{x_{\sigma eq}} \right)^{-1}. \end{aligned}$$

Зная потокосцепления ψ_{d1} , ψ_{d2} , ψ_{q1} , ψ_{q2} , ψ_{fd} , ψ_{ed} , ψ_{eq} на предыдущем шаге интегрирования, по (7.4) рассчитываются ψ_{ad} и ψ_{aq} , с помощью которых далее по (7.1) - (7.3) определяются токи i_{d1} , i_{q1} , i_{d2} , i_{q2} , i_{fd} , i_{ed} , i_{eq} . В начале расчета следует использовать начальные значения потокосцеплений, стоящих под знаком дифференциала.

7.3 Способы определения напряжений статорных контуров

Для вычисления правых частей уравнений (2.59) на каждом шаге интегрирования необходимо определять напряжения статорных контуров u_{d1} , u_{d2} , u_{q1} , u_{q2} , u_{01} , u_{02} . С этой целью нужно дополнительно иметь математическую модель внешней сети, вид которой в общем случае зависит от схемы энергосистемы, воспроизводимых режимов и т.д. Наиболее характерными можно считать два случая: работа при неизменном напряжении (сеть «бесконечной мощности»), и работа при нестабильном напряжении (с определением напряжений с помощью фиктивной нагрузки).

7.3.1 Работа на сеть «бесконечной мощности»

При работе на сеть «бесконечной мощности» напряжения u_{d1} , u_{d2} , u_{q1} , u_{q2} формируются из известных мгновенных значений фазных напряжений путем применения линейных преобразований и переходом к новым координатным осям. При этом в относительных единицах частота сети $\omega_c = 1 = const$ и напряжение $U = 1 = const$.

Положение вектора напряжения сети относительно координатных осей показано на рисунке 7.1. После математических преобразований получаем:

$$u_{d1} = u_{d2} = \frac{3}{2} \cos \alpha, \quad u_{q1} = u_{q2} = -\frac{3}{2} \sin \alpha. \quad (7.5)$$

В синхронных машинах положение вектора напряжения обычно характеризуется углом нагрузки $\theta = \frac{\pi}{2} - \alpha$.

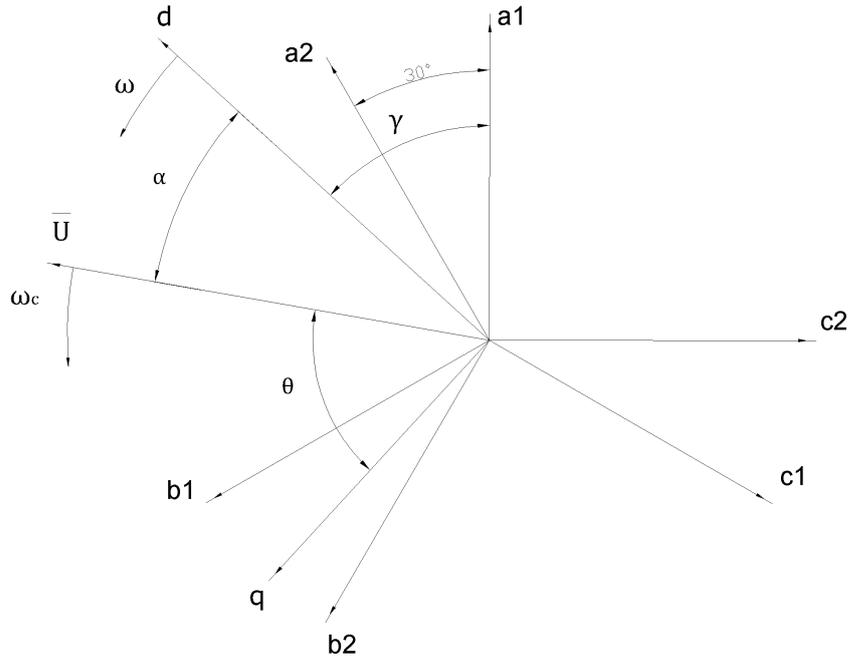


Рисунок 7.1 – Положение вектора напряжения сети относительно координатных осей

Тогда:

$$u_{d1} = u_{d2} = U \sin \theta, \quad u_{q1} = u_{q2} = U \cos \theta, \quad (7.6)$$

где $\theta = \int_0^{\tau} (\omega - \omega_c) d\tau + \theta_0$.

Зачастую θ удобнее определять из уравнения $\frac{d\theta}{d\tau} = \omega - \omega_c$ при начальном значении θ_0 .

7.3.2 Определение напряжений с помощью фиктивной нагрузки

Использование фиктивной нагрузки является наиболее простым приемом для определения напряжений, когда их величины не являются стабильными, а зависят, например, от величины нагрузки. Способ заключается во включении в ин-

тересующей точке трехфазной системы симметричной активной нагрузки R_H (рисунок 7.2). Тогда согласно закону Кирхгофа напряжения в этой точке:

$$u_{d1} = R_H (i_{d1} + i_{cd1}), \quad u_{q1} = R_H (i_{q1} + i_{cq1}), \quad (7.7)$$

где R_H – сопротивление фиктивной нагрузки;

i_{d1}, i_{q1} – токи, определяемые из уравнений машины;

i_{cd1}, i_{cq1} – d, q -составляющие токов сети;

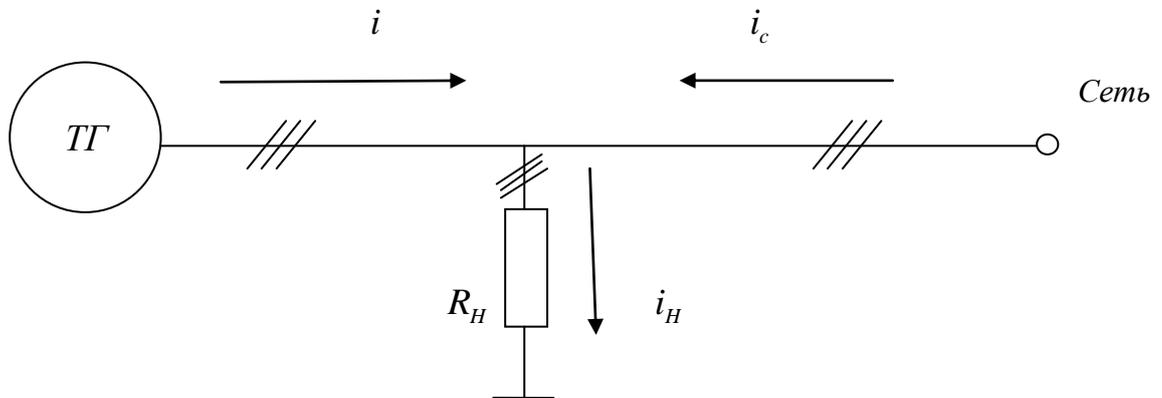


Рисунок 7.2 – Определение напряжения включением фиктивной нагрузки R_H

Данный способ характеризуется своей универсальностью. Независимо от конфигурации внешней сети и способов её описания при этом способе не требуется каких-либо преобразований уравнений генератора. Вместе с тем, фиктивная нагрузка, отсутствующая в реальной схеме, может изменять характер протекания и влиять на результаты расчета переходных процессов. Чтобы это влияние было минимальным, следует принимать R_H возможно большим, что со своей стороны повышает жесткость системы дифференциальных уравнений, заставляя уменьшать расчетный шаг или переходить к специальным методам решения. Поэтому в каждом конкретном случае требуется отдельная оценка применимости данного способа.

7.4 Учет параметров трансформатора при определении напряжений генератора

Шестифазный турбогенератор работает на трехфазную сеть через блочный повышающий трансформатор, который согласовывает напряжения сети и трехфазных систем статорной обмотки турбогенератора. В этих целях применяется группа однофазных трехобмоточных трансформаторов с соединением двух первичных обмоток в звезду и треугольник.

Для трехлучевой схемы замещения трансформатора (аналогичной использованной в рисунке 6.6) при бесконечной магнитной проницаемости стали сердечника и приведенных к обмоткам первой трехфазной системы (1) по числу витков обмоток второй системы (2) и сети (без цифрового индекса) можно записать уравнения напряжения для фаз $a1$ и $a2$ в именованных единицах:

$$\begin{aligned} u_{a1} &= u_a - L_{a1} \frac{di_{a1}}{dt} - L_a \frac{d(i_{a1} + i_{a2})}{dt} - i_{a1} r_{a1} - (i_{a1} + i_{a2}) r_a, \\ u_{a2} &= u_a - L_{a2} \frac{di_{a2}}{dt} - L_a \frac{d(i_{a1} + i_{a2})}{dt} - i_{a2} r_{a2} - (i_{a1} + i_{a2}) r_a. \end{aligned} \quad (7.8)$$

где u_a – фазное напряжение сетевой обмотки трансформатора, В;

L_{a1}, L_{a2}, L_a – индуктивности фаз $a1, a2, a$ трансформатора соответственно, Гн;

i_{a1}, i_{a2} – токи фаз $a1, a2$ трансформатора соответственно, А;

r_{a1}, r_{a2}, r_a – активные сопротивления фаз $a1, a2, a$ трансформатора соответственно, Ом.

Для других фаз уравнения запишутся по аналогии.

Принимая за базисы оговоренные ранее для турбогенератора величины, запишем уравнение в относительных единицах:

$$\begin{aligned} u_{a1} &= u_a - x_1 \frac{di_{a1}}{d\tau} - x_c \frac{d(i_{a1} + i_{a2})}{d\tau} - i_{a1}r_1 - (i_{a1} + i_{a2})r_c, \\ u_{a2} &= u_a - x_2 \frac{di_{a2}}{d\tau} - x_c \frac{d(i_{a1} + i_{a2})}{d\tau} - i_{a2}r_2 - (i_{a1} + i_{a2})r_c. \end{aligned} \quad (7.9)$$

где x_1, x_2, x_c – индуктивные сопротивления фаз $a1, a2, a$ трансформатора соответственно.

Выполним линейные преобразования к d, q – координатам, совмещенным с продольной и поперечной осями турбогенератора, для первой системы:

$$\begin{aligned} u_{d1} &= u_d - x_1 \frac{di_{d1}}{d\tau} - x_c \frac{d(i_{d1} + i_{d2})}{d\tau} + \omega x_1 i_{q1} + \omega x_c (i_{q1} + i_{q2}) - i_{d1}r_1 - (i_{d1} + i_{d2})r_c, \\ u_{q1} &= u_q - x_1 \frac{di_{q1}}{d\tau} - x_c \frac{d(i_{q1} + i_{q2})}{d\tau} - \omega x_1 i_{d1} - \omega x_c (i_{d1} + i_{d2}) - i_{q1}r_1 - (i_{q1} + i_{q2})r_c. \end{aligned} \quad (7.10)$$

Совмещая вещественную и мнимую координаты комплексной плоскости соответственно с продольной и поперечной осями, согласно (7.10) получим в векторной форме:

$$\bar{U}_1 = \bar{U} - x_1 \frac{d\bar{I}_1}{d\tau} - x_c \frac{d(\bar{I}_1 + \bar{I}_2)}{d\tau} - j\omega x_1 \bar{I}_1 - j\omega x_c (\bar{I}_1 + \bar{I}_2) - \bar{I}_1 r_1 - (\bar{I}_1 + \bar{I}_2) r_c, \quad (7.11)$$

где $\bar{U} = u_d + ju_q$; $\bar{U}_1 = u_{d1} + ju_{q1}$; $\bar{U}_2 = u_{d2} + ju_{q2}$; $\bar{I}_1 = i_{d1} + ji_{q1}$; $\bar{I}_2 = i_{d2} + ji_{q2}$.

Для второй системы уравнения аналогичны с заменой индекса 1 и 2. Здесь $u_{d1}, u_{q1}, u_{d2}, u_{q2}, i_{d1}, i_{q1}, i_{d2}, i_{q2}$ соответствуют напряжениям и токам первой и второй трехфазных систем статора турбогенератора.

Мгновенное значение фазного напряжения первой трехфазной системы определяется проекцией вектора \bar{U}_1 на магнитную ось соответствующей фазы. Для второй трехфазной системы в связи с соединением обмоток второй трехфазной системы в треугольник вектор \bar{U}_2 вначале следует переместить на 30 электрических градусов с изменением его модуля в $\sqrt{3}$. После чего проекция на магнитную ось соответствующей фазы определит соответствующее фазное напряжение второй трехфазной системы, что определяется смещением осей a_2, b_2, c_2 на 30 электрических градусов относительно a_1, b_1, c_1 . Коэффициент $\sqrt{3}$ может быть учтен в процессе приведения параметров обмоток трансформатора.

После подстановки напряжений $u_{d1}, u_{q1}, u_{d2}, u_{q2}$ (7.10) в уравнения (2.59) в их правой части останутся d, q -составляющие напряжения внешней сети u_d и u_q . Кроме того, там же придется добавить члены $i_{d1}r_c, i_{d2}r_c, i_{q1}r_c, i_{q2}r_c$, увеличив r на сопротивления трансформатора $r_1 + r_c$ и $r_2 + r_c$ для соответствующих систем. Также в формулах (2.60) для потокосцеплений продольной и поперечной осей необходимо учесть параметры трансформатора: добавить к $x_{\sigma 12}$ величину x_c , а также $x_1 + x_c$ и $x_2 + x_c$ к $x_{\sigma 11}$ и $x_{\sigma 22}$ соответственно.

7.5 Способ уточненного учета массивных элементов ротора

В представленном подходе вихревые токи в массивных элементах ротора при нестационарных режимах эквивалентруются токами в короткозамкнутых демпферных контурах с магнитными осями, совпадающими с продольной и поперечной осями ротора. Данное представление широко используется в теории переходных процессов синхронных машин и позволяет получить удовлетворительные результаты.

В случае необходимости более точного учета вихревых токов при исследовании можно воспользоваться многоконтурными схемами замещения ротора [6; 35; 36]. При этом в (2.59) и (2.60) выражения для демпферных контуров заменяются следующими системами уравнений:

$$\begin{aligned} p\Psi_{jed} &= -i_{jed}r_{jed}; & \Psi_{jed} &= x_{j\sigma ed}i_{jed} + x_{ad} \left(i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + \sum_j i_{jed} \right); & j &= 1, 2, 3 \dots n \\ p\Psi_{keq} &= -i_{keq}r_{keq}; & \Psi_{keq} &= x_{k\sigma eq}i_{keq} + x_{aq} \left(i_{q1} + i_{q2} + \sum_k i_{keq} \right); & k &= 1, 2, 3 \dots m. \end{aligned} \quad (7.12)$$

Количество эквивалентных контуров в продольной n и поперечной m осях выбирается исходя из требуемой точности воспроизведения процессов, и обычно не превосходит 2-3 и 4-5 соответственно, большее количество контуров мало повышает точность аппроксимации [37].

Увеличение количества эквивалентных контуров приводит к увеличению порядка рассматриваемой системы дифференциальных уравнений. Поэтому зачастую для упрощения решения полезно использовать методы, основанные на операторных преобразованиях [3]. При этом целесообразно перейти к переменным, имеющим нулевые начальные значения. Например, вместо потокосцепления Ψ_{ad} , рассматривать его приращение:

$$\Delta\Psi_{ad} = \Psi_{ad} - \Psi_{ad0} = \left(i_{d1} + i_{d2} + i_{fd} + \sum_j i_{jed} - \frac{\Psi_{ad0}}{x_{ad}} \right) x_{ad}, \quad (7.13)$$

где Ψ_{ad0} – значение Ψ_{ad} в начальный момент времени при $\tau = 0$.

Используя оператор Карсона-Хевисайда p , для продольной оси в соответствии с (7.12) в операторной форме можно записать:

$$\begin{aligned} \Delta\Psi_{jed}(p) &= x_{j\sigma ed}i_{jed}(p) + \Delta\Psi_{ad}(p); \\ (px_{j\sigma ed} + r_{jed})i_{jed}(p) + p\Delta\Psi_{ad}(p) &= 0. \end{aligned} \quad (7.14)$$

Тогда:

$$i_{jed}(p) = \frac{-p\Delta\Psi_{ad}(p)}{px_{j\sigma ed} + r_{jed}}. \quad (7.15)$$

Подставляя (7.15) в (7.13), получим:

$$\Delta\psi_{ad}(p) = \left(i_{d1}(p) + i_{d2}(p) + i_{fd}(p) - \frac{\psi_{ad0}}{x_{ad}} \right) F_d(p), \quad (7.16)$$

где $F_d(p) = \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \sum_j \frac{1}{x_{j\sigma ed} + \frac{r_{jed}}{p}}}$.

Аналогично для поперечной оси:

$$\Delta\psi_{aq}(p) = \left(i_{q1}(p) + i_{q2}(p) - \frac{\psi_{aq0}}{x_{aq}} \right) F_q(p), \quad (7.17)$$

где $F_q(p) = \frac{1}{\frac{1}{x_{aq}} + \sum_k \frac{1}{x_{k\sigma eq} + \frac{r_{keq}}{p}}}$.

Функции $F_d(p)$ и $F_q(p)$ представляют собой операторные сопротивления схем замещения эквивалентных контуров по продольной и поперечной осям, определяемые на основании частотных характеристик [35-38; 56].

7.6 Способ воспроизведения модели шестифазного турбогенератора

Для воспроизведения уравнений турбогенератора на ЭВМ может быть использован программный пакет Matlab с приложением Simulink. Во-первых, такой выбор обусловлен широким распространением и доступностью этого способа. Во-вторых, MatLab/Simulink обеспечивает пользователя разнообразным сервисом, развитой библиотекой, широким набором численных методов решения задач, развитой графикой. В-третьих, при моделировании процессов с применением Simulink расчетная модель создаётся визуально, причем в отличие от классических способов для осуществления расчётов не нужно досконально изучать язык программирования.

При воспроизведении турбогенератора согласно уравнениям (2.59), (2.61) и (7.1)-(7.4) можно, задавая определенным образом внешние воздействия, проводить анализ широкого спектра эксплуатационных и аварийных ситуаций без изменения структуры самой модели генератора. Описание Simulink-модели шести-фазного турбогенератора для анализа различных переходных процессов представлено в приложении Г.

7.7 Расчеты переходных процессов шестифазного турбогенератора

В приложении Д приведены результаты расчетов различных переходных процессов шестифазного турбогенератора, выполненных численными методами с помощью Simulink-моделей. В расчетах для турбогенератора использованы следующие параметры в относительных единицах:

$$x_{ad} = x_{aq} = 2,043; r = 0,00186; r_{fd} = 0,132; x_{\sigma 1} = x_{\sigma 2} = 0,232; x_{\sigma 12} = 0,137;$$

$$x_{\sigma ed} = x_{\sigma eq} = 0,1; x_{\sigma fd} = 0,1403; r_{ed} = r_{eq} = 0,03; H_j = 5000.$$

Выполнены расчеты симметричных, несимметричных, комбинированных коротких замыканий, а также процессов синхронизации с сетью. Возможности использованного подхода для анализа переходных режимов шестифазного турбогенератора не исчерпываются представленными примерами.

Характер протекания процессов и результаты расчета существенно зависят от используемых параметров турбогенератора: их взаимоотношений и точности определения. В связи с этим, точному определению используемых параметров необходимо уделять достаточно пристальное внимание, в том числе для корректного учета взаимного влияния трехфазных систем обмотки статора.

7.7.1 Симметричные внезапные короткие замыкания

В приложении Д.1 приведены результаты расчета внезапного шестифазного короткого замыкания из режима холостого хода. Полученные результаты соответствуют ожиданиям классического представления теории переходных процессов синхронной машины (приложение Б). Случай внезапного короткого замыкания одной трехфазной системы при холостом ходе второй (приложение Д.2) практически не отличается от трехфазного короткого замыкания обычного трехфазного турбогенератора. При этом стоит отметить, что ударные значения токов статора 6,6 о.е. (рисунок Д.2.1), оказываются выше, чем при шестифазном коротком замыкании 3,9 о.е. (рисунки Д.1.1, Д.1.2) при одинаковых условиях за счет меньшего размагничивающего действия реакции якоря, что уже отмечалось ранее при рассмотрении операторных индуктивных сопротивлений. При трехфазном коротком замыкании меньшая МДС реакции якоря приводит к снижению апериодических составляющих токов обмотки возбуждения, и тем самым всплесков тока возбуждения. Результаты расчетов: характер протекающих процессов, кратности всплесков токов статора i_{y0} и возбуждения $I_{f\max}$ соответствуют аналитическим решениям (таблица 7.1).

Таблица 7.1 – Результаты численных расчетов и аналитического решения симметричных внезапных коротких замыканий

Переходный процесс	Параметр	Численное решение в пакете Simulink	Аналитическое решение
шестифазное короткое замыкание	i_{y0} , о.е.	3,90	3,87
	$I_{f\max}$, о.е.	4,84	4,81
трехфазное короткое замыкание	i_{y0} , о.е.	6,60	6,59
	$I_{f\max}$, о.е.	4,16	4,17

С точки зрения взаимного влияния трехфазных систем интересен процесс короткого замыкания одной трехфазной системы при синхронизированной с сетью другой (приложение Д.3). При этом максимальные всплески токов короткозамкнутой системы (рисунок Д.3.2) увеличиваются, а токи, потребляемые из сети (рисунок Д.3.1), способствуют увеличению токов короткого замыкания и длительности переходного процесса. Расчёты при различных положениях ротора показывают, что ударные токи короткозамкнутой системы могут достигать 12,2 о.е., а всплески токов системы, включенной на сеть 7,7 о.е., то есть превышать ударные токи трехфазного короткого замыкания при холостом ходе. Данное явление объясняется максимальным взаимным влиянием трехфазных систем для расчетных параметров (соответствующих сокращению шага 5/6, при котором в каждом пазу лежат стержни различных трехфазных систем). Расчёты с использованием параметров обмотки статора, соответствующих другим сокращениям шага, при сохранении остальных данных показывают снижение ударных токов до:

- 6,4 и 2,7 о.е. соответственно при сокращении шага 8/9;
- 3,8 и 0,7 о.е. соответственно для диаметрального шага (когда в каждом пазу лежат стержни одной трехфазной системы и их взаимное влияние минимально).

Таким образом, результаты расчётов на математических моделях могут использоваться при проектировании шестифазных турбогенераторов для учёта особенностей прохождения переходных процессов.

Предложенный подход позволяет рассматривать различные комбинации симметричных коротких замыканий. Например, переход внезапного трехфазного короткого замыкания одной системы в шестифазное (приложение Д.4). От времени такого перехода зависит взаимодействие аperiodических составляющих токов статорных обмоток, затухающих после трехфазного короткого замыкания и возникающих вновь при шестифазном, что находит своё отражение на величинах статорных токов и электромагнитного момента.

7.7.2 Несимметричные короткие замыкания

Предложенная программная реализация позволяет производить анализ несимметричных режимов путем нагружения второй трехфазной системы на фиктивную нагрузку из активных сопротивлений, соединенных в звезду. Например, крайний случай несимметрии $R_{a2} = R_{c2} = 0$ и $R_{b2} = 50$ о.е. соответствует двухфазному короткому замыканию при практически холостом ходе фазы $b2$. В приложении Д.5 представлены результаты расчета данного режима при первой трехфазной системе, включенной на сеть бесконечной мощности.

Существует возможность проводить исследования комбинированных режимов: отключения двухфазного короткого замыкания, перехода в трехфазное, шестифазное и т.д. Например, в приложении Д.6 показано двухфазное короткое замыкание второй системы при первой, включенной на сеть, с переходом в трехфазное через $\tau = 90$ рад. За счет наложения апериодических составляющих токов короткого замыкания всплески тока в фазе $c2$ дважды достигают 10 о.е., а всплеск тока трехфазного короткого замыкания в фазе $b2$ достигает 11,5 о.е. Взаимодействие апериодических составляющих существенно влияет на значения токов и электромагнитного момента, которые, следовательно, зависят от времени перехода двухфазного замыкания в трехфазное. Данное обстоятельство иллюстрируется приложением Д.7 с результатами расчета аналогичного режима при $\tau = 91,6$ рад. При изменении времени перехода на 1,6 рад всплески токов трехфазного замыкания существенно снижаются (до максимального значения 8 о.е. в фазе $b2$).

7.7.3 Синхронизация с сетью

Представленная программная реализация позволяет рассматривать процессы, возникающие при синхронизации трехфазной системы турбогенератора с сетью бесконечной мощностью с целью оценки критичности нарушения тех или иных условий синхронизации. Как известно, для точной синхронизации при правильном чередовании фаз должны выполняться три условия: равенство величин напряжений, равенство их частот, совпадение по фазе [11].

Наиболее опасными для турбогенератора являются нарушения последних двух условий. Так, несинхронное включение при $\Delta\theta = 3,14$ рад (приложение Д.8) эквивалентно короткому замыканию при удвоенном напряжении [11]. При этом фазные токи достигают 13 о.е. (рисунок Д.8.1), а ударный электромагнитный момент 8,3 о.е. (рисунок Д.8.2). Переходный процесс имеет существенную длительность.

Синхронизация с сетью при частоте генератора $\omega = 0,95$ о.е. (приложение Д.9) не приводит к столь значительным величинам токов и моментов, однако, они всё-таки имеют существенные значения (рисунки Д.9.1 и Д.9.2).

Синхронизация при пониженном напряжении сети $U_c = 0,95$ о.е. является наименее опасной (приложение Д.10). При этом токи статорной обмотки не превосходят 0,34 о.е. (рисунок Д.10.1), а электромагнитный момент 0,15 о.е. Переходный процесс имеет наименьшую длительность из рассмотренных примеров синхронизации при различных условиях.

7.8 Выводы по главе

1. На основе уравнений состояния сформулированы алгоритм и математические модели для анализа переходных процессов шестифазного турбо-

генератора. Представлены способы определения на каждом шаге интегрирования токов отдельных контуров и напряжений статора как в случае работы с неизменным напряжением сети (мощная энергосистема), так и в случае его изменения.

2. Освещены вопросы уточненного учета вихревых токов в массивных элементах ротора турбогенератора с помощью многоконтурных схем замещения и параметров повышающего трансформатора для рассмотрения работы энергоблока «шестифазный турбогенератор-трансформатор» в составе энергосистемы.

3. С использованием приложения Simulink программного комплекса Matlab разработаны математические модели для расчета переходных процессов. Simulink-модели обладают достаточной универсальностью, позволяя воспроизводить широкий круг симметричных и несимметричных как эксплуатационных, так и аварийных ситуаций без изменения структуры модели и параметров турбогенератора. При этом обеспечивается требуемая наглядность: регистрация токов и напряжений обмоток, частот вращения, углов нагрузки, электромагнитных моментов.

4. Представлены результаты расчетов переходных процессов при симметричных и несимметричных коротких замыканиях, в том числе при сохранении связи одной из трехфазных систем шестифазной обмотки с сетью, а также при комбинированных коротких замыканиях. Результаты расчета шестифазного и трехфазного коротких замыканий соответствуют аналитическому решению на основе полученных ранее операторных уравнений.

5. Отмечено существенное влияние при комбинированных процессах времени перехода одного вида короткого замыкания в другой на величины ударных токов, электродинамических сил и моментов в связи с наложением при коммутации аperiodических составляющих токов статорных обмоток.

6. Результаты расчётов на математических моделях могут использоваться при проектировании шестифазных турбогенераторов для учёта особенностей про-

хождения переходных процессов. Показано снижение ударных токов короткого замыкания одной трехфазной системы при синхронизированной с сетью другой при различном сокращении шага шестифазной обмотки по пазам.

7. Анализ процессов включения турбогенератора в сеть с нарушением условий точной синхронизации подтвердил наибольшую опасность несинфазного включения, а также несовпадения частот генератора и сети. В наиболее тяжелом случае несинфазного включения ударные токи могут достигать 13 о.е., а электромагнитный момент 8,3 о.е.

Заключение

В диссертации рассмотрены способы расчетного и экспериментального определения индуктивных сопротивлений, свойственных шестифазным турбогенераторам и позволяющих с помощью представленной математической модели выполнять анализ широкого круга переходных процессов и установившихся режимов данных машин для обеспечения их проектирования и модернизаций, надежной эксплуатации и повышения работоспособности. Показаны способы анализа симметричных и несимметричных, простых и комбинированных переходных процессов шестифазных турбогенераторов с предложенным набором индуктивных параметров с помощью численного и приближенного решения уравнений состояния, соответствующих схем замещения.

В работе получены следующие основные результаты.

1. Разработано математическое описание шестифазного турбогенератора, учитывающие взаимное влияние трехфазных систем обмотки статора и использующее единый набор электромагнитных параметров для исследования различных режимов работы и переходных процессов при проектировании, совершенствовании конструкции и анализе опыта эксплуатации данного класса машин.

В относительных единицах во вращающихся синхронно с ротором координатах получены уравнения состояния, использующие представление индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора в виде отдельных составляющих: $x_{\sigma 11}$, соответствующей самоиндукции и взаимоиндукции по путям потоков рассеяния фазы статора с другими фазами своей трехфазной системы, а также $x_{\sigma 12}$, соответствующей взаимоиндукции по путям потоков рассеяния с фазами другой трехфазной системы.

Получено аналитическое решение уравнений для упрощенных задач: шестифазного и трехфазного внезапных коротких замыканий. Получены уравнения

синхронного, переходного и сверхпереходного индуктивных сопротивлений шестифазного турбогенератора для решения упрощенных задач и проведения экспресс-анализа переходных процессов.

2. Предложен способ расчетной оценки используемых составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора для использования в математическом моделировании переходных процессов и установившихся режимов при проектировании и совершенствовании конструкции шестифазных турбогенераторов.

Полученные уравнения учитывают особенности конструкции шестифазной обмотки статора. Используемые приближения обеспечивают простоту и наглядность вычислений при достаточной степени точности и физической адекватности. Выполнен анализ влияния сокращения шага в наиболее актуальном для мощных турбогенераторов диапазоне на значения параметров.

3. Предложены экспериментальные способы определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора, используемых в математическом описании состояния шестифазного турбогенератора, для их практического определения в условиях промышленных испытаний. Способы отличаются сравнительной простотой, удобством проведения в промышленных условиях, безопасностью для испытываемого оборудования.

4. Достоверность расчетной оценки индуктивных сопротивлений подтверждена экспериментальными данными, полученными во время промышленных испытаний трёх промышленных образцов турбогенераторов ТЗВ-1200-2АУЗ, а также ТВВ-1200-2УЗ. Относительные отличия расчетных оценок от экспериментальных результатов для нескольких образцов двух типов турбогенераторов свидетельствует об удовлетворительной для рассматриваемого круга вопросов точности.

5. На основе уравнений состояния разработаны схемы замещения, позволяющие при проектировании анализировать установившиеся режимы и переходные процессы шестифазного турбогенератора, а также на энергоблоке при учёте в более сложных схемах замещения энергоблока. Разработанные схемы замещения наглядно иллюстрируют реальные электромагнитные связи между трехфазными системами и облегчают однозначную физическую трактовку протекающих в шестифазном турбогенераторе процессов.

6. Сформулирован рациональный алгоритм и созданы математические модели в пакете Simulink программного комплекса Matlab для расчета численными методами широкого спектра как эксплуатационных, так и аварийных ситуаций без изменения структуры модели и заданных параметров шестифазного турбогенератора. Приведены расчеты переходных процессов при симметричных и несимметричных коротких замыканиях, в том числе при сохранении связи одной из трехфазных систем шестифазной обмотки с сетью, а также при комбинированных коротких замыканиях и процессах включения турбогенератора в сеть с нарушением условий точной синхронизации.

Список литературы

1. ОБС.126.862 Проведение заключительного этапа комплексных испытаний турбогенератора ТВВ-1200-2 на стенде КМТ (Заключительный отчет). Предприятие п/я А-7131. 1977. 143 с.
2. Алексеев А.Е. Турбогенераторы / Алексеев А.Е., Костенко М.П. – Л.-М.: ГЭИ, 1939. 347 с.
3. Бахвалов Ю.А. Математическое моделирование переходных процессов на основе экспериментальных динамических характеристик / Ю.А. Бахвалов, Изв.ВУЗов. Электромеханика. 1962. №2. С.155-167.
4. Бергер А.Я. Турбогенератор 200 МВт с двойной статорной обмоткой / А.Я. Бергер // Бюллетень ВИНТИ АН СССР. 1957. №7. С.26-29.
5. Бергер А.Я. Диаграмма напряжений двухобмоточного турбогенератора / А.Я. Бергер // Известия ВУЗов. Электромеханика. 1958. №7. С.26-30.
6. Важнов А.И. Основы теории переходных процессов синхронной машины / А.И. Важнов. – М., Л.: ГЭИ, 1960. 312 с.
7. Важнов А.И. Переходные процессы в машинах переменного тока / А.И. Важнов. – Л.: Энергия, 1980. 256 с.
8. Вартьян Г.П. Турбогенератор мощностью 200 МВт / Г.П. Вартьян, Г.М. Хуторецкий // Сборник «Электросила». 1959. №17. С.3-6.
9. Вартаньян А.Г. Сравнение технических показателей двух- и четырехполюсных турбогенераторов большой мощности / А.Г. Вартаньян // Расчет и конструирование электрических машин (сборник научных трудов). ВНИИэлектромаш. Л. С.27-30.

10. Вольдек А.И. Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах / А.И. Вольдек // Вестник электропромышленности. 1961. №1. С.60-62.
11. Вольдек А.И. Электрические машины / А.И. Вольдек. – Л.: Энергия, 1974. 840 с.
12. Воронов Г.Г. Шестифазные турбогенераторы / Г.Г. Воронов, Г.М. Хуторецкий // сборник «Электросила». 1970. №28. С.33-40.
13. Гаррис М. Системы относительных единиц в теории электрических машин / М. Гаррис, П. Лауренсон, Дж. Стефенсон. – М.: Энергия, 1975. 117 с.
14. Горев А.А. Переходные процессы синхронной машины / А.А. Горев – М., Л.: ГЭИ, 1950. 551 с.
15. Газета «Силовые машины» №4(242) от 11.02.2011.
16. Газета «Силовые машины» №33(271) от 17.11.2011.
17. Газета «Силовые машины» №20(295) от 06.07.2012.
18. Газета «Силовые машины» №23(337) от 02.08.2013.
19. Газета «Силовые машины» №30(464) от 14.10.2016.
20. ГОСТ 10169-77 Машины электрические трехфазные синхронные. Методы испытаний – М.: Издательство стандартов, 1984. 85 с.
21. ГОСТ ИЕС 60034-1-2014 Машины электрические вращающиеся. Часть 1. Номинальные значения параметров и эксплуатационные характеристики – М.: Стандартиформ, 2015. 62 с.
22. Гришин Н.В. Уравнения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности. // НТВ СПбПУ. 2016. № 2 (243). С.16–23. DOI 10.5862/JEST.243.2

23. Гришин Н.В. Схемы замещения для решения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности. // НТВ СПбПУ, 2016, №2. С.62-71. DOI 10.5862/JEST.243.7
24. Гришин Н.В. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора предельной мощности // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 40–47. DOI: 10.18721/JEST.230403.
25. Данилевич Я.Б. Параметры электрических машин переменного тока / Я.Б. Данилевич, В.В. Домбровский, Е.Я. Казовский. – М., Л.: Наука, 1965. 339 с.
26. Домбровский В.В. Основы проектирования электрических машин переменного тока / В.В. Домбровский, Г.М. Хуторецкий. – Л.: Энергия, 1974. 504 с.
27. Дроздова Л.А. Технические показатели двух- и четырехполюсных турбогенераторов большой мощности / Л.А.Дроздова, Г.М. Хуторецкий // Электросила. 1973. №29. С.47-50.
28. Дроздова Л.А. Результаты испытаний первого двухполюсного турбогенератора мощностью 1200 МВт на стенде завода «Электросила» / Л.А. Дроздова, Л.В. Курилович, И.Ф. Филиппов, Г.М. Хуторецкий // Сборник «Электросила». 1979. №32. С.52-54.
29. Дьяченко Г.И. Турбогенераторы мощностью 800 и 1200 МВт / Г.И. Дьяченко, Г.М. Хуторецкий // Сборник «Электросила». 1970. №28. С.22-24.
30. Жерве Г.К. Промышленные испытания электрических машин / Г.К. Жерве. – Л.: Энергоатомиздат, 1984. 408 с.
31. Жерве Г.К. Обмотки электрических машин. Основы устройства, теории и работы / Г.К. Жерве. – Л.: Энергоатомиздат, 1989. 399 с.
32. Иванов В.И. Сynchronous машины / В.И. Иванов. – КУБУЧ, 1934. 339 с.

33. Иванов А.А., Боронина Л.Ф., Чечурин В.Л. Расчет магнитного поля в зазоре электрических машин / А.А. Иванов, Л.Ф. Боронина, В.Л. Чечурин – Л.: Издательство ЛПИ им.Калинина, 1990. 89 с.
34. Инсебаев Т.А. Исследование одновременных и последовательных коротких замыканий в шестифазном турбогенераторе / Т.А. Инсебаев // Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. Научный руководитель: Ю.П. Галишников., Л.: ВНИИЭлектромаш, 1980. 273 с.
35. Казовский Е.Я. Определение переходных процессов в машинах переменного тока с помощью частотных характеристик / Е.Я. Казовский // Электричество. 1960. №4. С.12-17.
36. Казовский Е.Я. Переходные процессы в электрических машинах переменного тока / Е.Я. Казовский. – М.,Л.: Издательство Академии Наук СССР, 1962. 624 с.
37. Коган Ф.Л. Развитие конструкций, параметры и режимы мощных турбогенераторов / Ф.Л. Коган. – М.: Инфра-М, 2017. 324 с.
38. Конкордия Ч. Синхронные машины. Переходные и установившиеся процессы / Ч. Конкордия. – М., Л.: ГЭИ, 1959. 272 с.
39. Копылов И.П. Электрические машины / И.П. Копылов. – М.: Энергоатомиздат, 1986, 360 с.
40. Костенко М.П. Электрические машины. Специальная часть / М.П. Костенко. – ГЭИ, 1949. 712 с.
41. Лайбль Т. Теория синхронной машины при переходных процессах / Т. Лайбль. – М., Л.: ГЭИ, 1957. 168 с.
42. Лютер Р.А. Расчет синхронных машин / Р.А.Лютер. – Л.: Энергия, 1979. 272 с.

43. Отчёт по теме «Исследование сложных коротких замыканий в турбогенераторах». Б-ГЭ-5-76. Карагандинский Политехнический Институт. Караганда, 1978. 166 с.
44. Отчёт №10-2011/8701. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемочные испытания головного образца на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2011. 49 с.
45. Отчёт №17-2011/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемосдаточные испытания на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2011. 40 с.
46. Отчёт №13-2012/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемосдаточные испытания на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2012. 39 с.
47. Отчёт №15-2013/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемосдаточные испытания на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2013. 40 с.
48. Отчёт №16-2013/8702. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Определение индуктивных сопротивлений. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2013. 12 с.
49. Отчёт №08-2014/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемосдаточные испытания на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2014. 40 с.
50. Отчёт №11-2014/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Определение индуктивных сопротивлений. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2013. 13 с.

51. Отчёт №11-2015/601. Турбогенератор типа ТЗВ-1200-2АУЗ. Приемосдаточные испытания на стенде завода-изготовителя. ОАО Силовые машины, завод Электросила. 2015. 40 с.
52. Поляк Н.А. Современные крупные двухполюсные турбогенераторы. Электромагнитные характеристики / Н.А. Поляк. – М.: Энергия, 1972. 472 с.
53. Постников И.М. Обобщенная теория и переходные процессы электрических машин / И.М. Постников. – М.: Высшая школа, 1975. 319 с.
54. Рихтер Р. Электрические машины, том 1. Расчетные элементы общего значения. Машины постоянного тока / Р. Рихтер. – М.-Л.: ОНТИ НКТП СССР, 1935. 598 с.
55. Роберт П. Повышение коэффициента полезного действия турбогенераторов / П. Роберт, Р. Диспо, Ж. Дасье // Экспресс-информация. Электрические машины и аппараты. 1966. № 31. С.9-25.
56. Рогозин Г.Г. Определение электромагнитных параметров машин переменного тока / Г.Г. Рогозин. – Киев, Техника, 1992. 168 с.
57. Рюденберг Р. Эксплуатационные режимы электроэнергетических систем и установок / Р.Рюденберг. – Л.:Энергия, 1981. 578 с.
58. Сидельников Б.В., Кади-Оглы Е.Ф. Особенности режимов работы турбогенератора с шестифазной обмоткой статора / Б.В. Сидельников, Е.Ф. Кади-Оглы // Проблемы создания и эксплуатации новых типов электроэнергетического оборудования. Выпуск 6. ОЭЭП РАН, СПб, 2004. С.33-45.
59. Сипайлов Г.А. Электрические машины (специальный курс) / Г.А. Сипайлов, Е.В. Кононенко, К.А. Хорьков. – М.: Высшая школа, 1987. 287 с.
60. Сравнительный анализ применения быстроходных и тихоходных турбин для блоков АЭС мощностью 1000 МВт / Отчет. ОАО Силовые машины, завод ЛМЗ. – СПб. 2007. 17 с.

61. Стрижков И.Г. Системы относительных единиц в теории синхронных машин с несколькими обмотками на статоре / И.Г. Стрижков // Научный журнал КубГАУ. 2013. №91(07). С.37-43.
62. Титов В.В. Турбогенераторы. Расчет и конструкция / В.В. Титов, Г.М. Хуторецкий, Г.А. Загородная. – Л.: Энергия, 1967. 895 с.
63. Титов В.В. Статорные обмотки с увеличенным числом параллельных ветвей / В.В. Титов // Сборник «Электросила». 1979. №32. С.60-68.
64. Титов В.В. Развитие турбогенераторов завода «Электросила» с непосредственным охлаждением (1958-1981 гг.) / В.В. Титов // Из истории энергетики, электроники и связи. 1982. Вып.13. С.159-176.
65. Трещев И.И. Электромеханические процессы в машинах переменного тока / И.И. Трещев. – Л.: Энергия, 1980. 344 с.
66. Хуторецкий Г.М. Шестифазные обмотки турбогенератора / Г.М. Хуторецкий, Г.Г. Воронов // Электротехника. 1968. №10. С.1-6.
67. Хуторецкий Г.М. Схемы замещения шестифазной неявнополюсной машины / Г.М. Хуторецкий // Известия ВУЗов. Электромеханика. 1970. №1. С.27-33.
68. Хуторецкий Г.М. Индуктивные сопротивления шестифазных турбогенераторов при двойных двухфазных замыканиях / Хуторецкий Г.М. // Электричество. 1978. №4. С.42-47.
69. Хуторецкий Г.М. Индуктивные сопротивления дифференциального рассеяния шестифазных обмоток / Г.М. Хуторецкий // Электросила. 1979. №32. С.57-59.
70. Хуторецкий Г.М. Напряжения на открытых фазах шестифазного турбогенератора при коротких замыканиях / Г.М. Хуторецкий // Электросила. 1981. №33. С.15-22.

71. Хуторецкий Г.М. Схемы замещения, диаграммы и параметры шестифазного неявнополюсного генератора в установившихся режимах / Г.М. Хуторецкий, Г.Г. Воронов // *Электромеханика*. 1982. №11. С.34-38.
72. Шильдинер Л.М. К вопросу о повышении удельной мощности турбогенераторов / Л.М. Шильдинер // *Электротехника*. 1968. №10. С.6-8.
73. Шуйский В.П. Расчет электрических машин / В.П. Шуйский. – Л.: Энергия, 1968. 732 с.
74. Энергоблок № 6 вышел на 100% мощности // *Рабочий атом. Газета Нововоронежской атомной электростанции*. 2017. № 3-4 (1992–1993). С.2.
75. AL-Turki Y. A. Symmetrical Component Representation of a Six-Phase Salient-Pole Machine / Y. A. AL-Turki // *JKAU: Eng. Sci.* 1993. vol. 5. P.17-30.
76. AL-Turki Y. A. Short Circuit Analysis of The Six-Phase Synchronous Machine / Y.A. Al-Turki, S.M. Al-Zahrani // *The 6th Saudi Engineering Conference, KFUPM, Dhahran*. 2002. December. Vol. 4. P.361-374.
77. Alger P.L. Double Windings for Turbine Alternators / P.L. Alger // *AIEE Trans.*, 1930. Jan. Vol.49/ Issue:1. P.226-244.
78. ALSTOM. Паротурбинные технологии модернизации электростанций // материалы презентации на конференции Experience and innovations in energy. 2013. 28 с.
79. Chan K. Flexible Turbogenerator Converter System With Enhanced Grid Support Features - Design and Applications / K. Chan, J. Oosterheld, K.-D. Walli // *CIGRE. Study Committee A1 meeting and colloquium "Rotating Electrical Machines: Requirements, Operation & Maintenance"* September 6th -11th, 2015, Madrid, Spain.

80. Chay P. Optimized design of 4-pole Turbo Generator 2235 MVA platform / P. Chay, L. Finet, J. Boyer, V. Fernagut, P. Lafossas, J-M. Doireau // Sigre session A1 -113. Paris. 2016. 10 p. [Дайджест <http://www.cigre.ru/news/rnk/2227/>]
81. Concordia C. Relations among Transformations Used in Electrical Engineering Problems / C. Concordia // General Electric Review. 1938. July, P.323-325.
82. Fuchs E.F. Analysis of an alternator with two displaced stator windings / E.F. Fuchs, L.T. Rosenberg // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. 1974. No.93. P.1776-1786.
83. Jatskevich J. Six-phase synchronous generator-rectifier parametric average value modeling considering operational modes / J. Jatskevich, S. Pekarek // HAIT Journal of Science and Engineering. 2005. Vol.2. Is.3-4. P.365-385.
84. Levi E. Multiphase Machines and Drives – Revisited / E. Levi, F. Barrero, M. Duran // IEEE Transactions On Industrial Electronics. 2016. January. Vol.63. No.1. P.429-432.
85. Lipo T.A. A d–q model for six-phase induction machine / T.A. Lipo // Proceedings on International conference. Electric machines. Athens. Greece. 1980. P.860–867.
86. Naves P. H. B. Modelling and Comparative Performance Analysis of Special Six-phase and Conventional Synchronous Generators for Wind Farm Application / P. H. B. Naves, J. C. Oliveira, A. F. Bonelli, M. V. B. Mendonça // International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'09). Valencia. 2009. 15th to 17th April. 6 p.
87. Poncot C. Type test and torsional vibration measurement of a Gigatop 4-pole generator for an EPR power plant / C. Poncot, V. Letellier, N. Pichot, L. David. // Sigre session A1-105. Paris. 2012. 10 p.

88. Rathika N. Direct Torque Control of A Double Star Synchronous Generator / N.Rathika, A.Senthil Kumar, A.Anusuya, Indhuja.M, Gayathri.D, Malathy.M, Akanksha Jha // Proceedings of 5 th IRF International Conference, Chennai, 23rd March. 2014. ISBN: 978-93-82702-67-2 P.106-109.
89. Schiferl R. F. Six phase synchronous machine with ac and dc stator connections / R. F. Schiferl, C. M. Ong // IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems. 1983. August. Vol. PAS-102. No.8. P.2685-2693.
90. Singh G.K. Multi-phase induction machine drive research – a survey / G.K. Singh // Electric Power Systems Research. 2002. №61. P.139-147.
91. Singh G.K. Modeling and analysis of six-phase synchronous generator for stand-alone renewable energy generation / G.K. Singh // Energy. 2011. No.36. P.5621-5631. doi:10.1016/j.energy.2011.07.005
92. Singh G.K. Transient analysis of isolated six-phase synchronous generator / G.K. Singh, Derminder Singh // Energy Procedia. 2012. No.14. P.73-80. doi:10.1016/j.egypro.2011.12.887
93. Singh G.K. Experimental Study on Six-Phase Synchronous Alternator for Stand-Alone Renewable Energy Generation / G.K. Singh, Derminder Singh // IACSIT International Journal of Engineering and Technology. 2012. August. Vol.4. No.4. P.344-347.
94. Singh G.K. Small Signal Stability Analysis of Six-phase Synchronous Generator / G.K. Singh, Derminder Singh // Przegląd Elektrotechniczny. 2013. R.89. NR6. P.76-82.
95. Toshiba Corporation Production of the world's largest and higher efficiency 600MW Class Indirectly hydrogen-cooled turbo-generator // International Conference on Electrical Machines and Systems.2009. 15-18 November. P.2-9.

Список основных обозначений

Подстрочные индексы:

1	индекс, связанный с первой трехфазной системой обмотки статора
2	индекс, связанный со второй трехфазной системой обмотки статора
$p = 1, p = 2$	двухполюсное и четырехполюсное исполнение соответственно
n	номинальное значение
b	базисное значение
d	продольная ось
q	поперечная ось
$a1, b1, c1$	фазы первой трехфазной системы обмотки статора
$a2, b2, c2$	фазы второй трехфазной системы обмотки статора
fd	индекс, связанный с обмоткой возбуждения
ed, eq	индексы, связанные с продольным и поперечным эквивалентными демферными контурами ротора соответственно
σ	рассеяние
0	нулевая составляющая
c	индекс, связанный с электрической сетью
B	индекс, связанный с энергоблоком
H	индекс, связанный с нагрузкой
n	пазовая составляющая
l	лобовая составляющая
k	составляющая по коронкам зубцов
δ	дифференциальная составляющая
δ	воздушный зазор
μ	насыщение

Обозначения:

C_A	постоянная Арнольда
D_1	диаметр расточки статора
l_1	активная длина стали статора
n	номинальная скорость вращения
S	полная мощность
P	активная мощность
m	число фаз
Z	полное сопротивление фазы обмотки статора
u	напряжение
i	ток
ψ	потокосцепление
r	активное сопротивление, активное сопротивление якоря
l	собственная индуктивность
m	взаимная индуктивность
P	число пар полюсов, дифференциальный оператор
l_0	составляющая индуктивности самоиндукции фазы, не зависящая от положения ротора
l_2	составляющая индуктивности самоиндукции фазы, зависящая от положения ротора
α	угол между осью соответствующей обмотки и осью фазы aI
$l_{a\delta}$	составляющая l_0 , соответствующая потоку, пересекающему воздушный зазор
l_σ	составляющая l_0 , соответствующая потоку рассеяния
k_μ	коэффициент насыщения
k_δ	коэффициент воздушного зазора
$k_{об1}$	обмоточный коэффициент обмотки статора по первой гармонике
F_{1m}	амплитуда МДС основной гармоники фазы статора

w	число витков фазы статора
f_1	МДС основной гармоники фазы статора
λ_δ	магнитная проводимость эквивалентного воздушного зазора
δ	высота воздушного зазора
B_1	магнитная индукция основной гармоники фазы статора
Φ_1	поток основной гармонической, связанный с обмоткой $a1$
τ	полюсное деление
l_δ	эквивалентная длина воздушного зазора
α'	угол между одноименными фазами различных трех фазных систем
m_0	составляющая взаимной индуктивности фаз статора, не зависящая от положения ротора
γ	угол поворота ротора
J	момент инерции вращающихся частей
m_t	механический момент турбины
H	инерционная постоянная
m_e	электромагнитный момент
ω	круговая частота вращения ротора
P_m	мощность электрических потерь
P_e	внутренняя мощность генератора
f	частота тока статора
τ	синхронное время
B_{f1}	амплитуда первой гармоники индукции поля обмотки возбуждения
$B_{\delta m}$	максимальное значение амплитуды индукции
B_{a1}	амплитуда первой гармоники индукции поля реакции якоря
x_{ad}	продольное индуктивное сопротивление реакции якоря
i_δ	ток возбуждения, соответствующий МДС воздушного

x_d, x_q	зазора при холостом ходе и номинальном напряжении синхронные индуктивные сопротивления по продольной и поперечной осям
l_d, l_q	продольная и поперечная индуктивности
x_σ	индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора
x_{12}	индуктивное сопротивление взаимной индуктивности между трехфазными системами
$x_{\sigma 12}$	индуктивное сопротивление взаимного рассеяния между трехфазными системами
$x_{\sigma 1}, x_{\sigma 2}$	индуктивное сопротивление рассеяния трехфазной си- стемы
$x_{\sigma 11}, x_{\sigma 22}$	индуктивное сопротивление собственного рассеяния трехфазных систем
$x_{\sigma fd}$	индуктивное сопротивление рассеяния обмотки возбуждения
$x_{\sigma ed}, x_{\sigma eq}$	индуктивное сопротивление рассеяния продольного и поперечного демпферных контуров ротора
$G(p)$	операторная проводимость
$x(p)$	операторное индуктивное сопротивление
$\psi(p)$	операторное потокосцепление
x''	сверхпереходное индуктивное сопротивление
i''	сверхпереходный ток
x'	переходное индуктивное сопротивление
i'	переходный ток
$x''_{d(3)}, x'_{d(3)}, x_{d(3)}$	сверхпереходное, переходное и синхронное индуктивные сопротивления при симметричном трехфазном коротком замыкании
$x''_{d(6)}, x'_{d(6)}, x_{d(6)}$	сверхпереходное, переходное и синхронное индуктивные сопротивления при симметричном шести- фазном коротком замыкании
E	электродвижущая сила
x_{d3}, x_{q3}	индуктивные сопротивления, равные сумме

	индуктивных сопротивлений взаимного рассеяния и реакции якоря в продольной и поперечной осях соответственно
$x''_{d3}, x'_{d3}, x_{d3}$	сверхпереходное, переходное и синхронное индуктивные сопротивления без учета индуктивного сопротивления собственного рассеяния статорных обмоток
l_x	расчетное значение активной длины пазовой части обмотки статора
n_k	число вентиляционных каналов сердечника статора
b_k	ширина вентиляционных каналов сердечника статора
λ	относительная магнитная проводимость
β	сокращение шага обмотки статора
m	число фаз статора
h	высота
b	ширина
α	сдвиг по фазе между токами верхнего и нижнего стержней, лежащих в одном пазу
I_{k3}	ток установившегося трехфазного короткого замыкания одной трехфазной системы
I_{k1}	ток первой системы при установившемся шестифазном коротком замыкании
I_{k2}	ток второй системы при установившемся шестифазном коротком замыкании
I_{k6}	суммарный ток трехфазных систем при установившемся шестифазном коротком замыкании
$x_d(3)$	синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в одной трехфазной системе
$x_d(6)$	синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в шести фазах статора

Приложение А

Обратные преобразования величин от осей $d, q, 0$ к фазным координатам

$$i_{a1} = i_{d1} \cos \gamma - i_{q1} \sin \gamma + i_{01},$$

$$i_{b1} = i_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) - i_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + i_{01},$$

$$i_{c1} = i_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) - i_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) + i_{01},$$

$$i_{a2} = i_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) - i_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) + i_{02},$$

$$i_{b2} = i_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - i_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + i_{02},$$

$$i_{c2} = i_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - i_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + i_{02},$$

$$u_{a1} = u_{d1} \cos \gamma - u_{q1} \sin \gamma + u_{01},$$

$$u_{b1} = u_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) - u_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + u_{01},$$

$$u_{c1} = u_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) - u_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) + u_{01},$$

$$u_{a2} = u_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) - u_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) + u_{02},$$

$$u_{b2} = u_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - u_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + u_{02},$$

$$u_{c2} = u_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - u_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + u_{02},$$

$$\psi_{a1} = \psi_{d1} \cos \gamma - \psi_{q1} \sin \gamma + \psi_{01},$$

$$\psi_{b1} = \psi_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) - \psi_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} \right) + \psi_{01},$$

$$\psi_{c1} = \psi_{d1} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) - \psi_{q1} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} \right) + \psi_{01},$$

$$\psi_{a2} = \psi_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) - \psi_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{\pi}{6} \right) + \psi_{02},$$

$$\psi_{b2} = \psi_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - \psi_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + \psi_{02},$$

$$\psi_{c2} = \psi_{d2} \cos \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) - \psi_{q2} \sin \left(\gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6} \right) + \psi_{02}.$$

Приложение Б

Токи статора и ротора при коротких замыканиях, определенные из аналитического решения уравнений

Б.1 Внезапное трехфазное короткое замыкание первой системы

Ток в фазе статора $a1$ равен:

$$i_{a1} = - \left(\frac{E_0}{x_{d(3)}} + U \cdot \cos \theta \cdot \left[\left(\frac{1}{x'_{d(3)}} - \frac{1}{x_{d(3)}} \right) e^{\frac{-\tau}{T'_{d(3)}}} + \left(\frac{1}{x''_{d(3)}} - \frac{1}{x'_{d(3)}} \right) e^{\frac{-\tau}{T''_{d(3)}}} \right] \right) \cdot \cos(\tau + \gamma) -$$

$$- \left(\frac{1}{x''_{q(3)}} - \frac{1}{x_{q(3)}} \right) U \sin \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T''_{q(3)}}} \cdot \sin(\tau + \gamma) + \frac{U}{2} \left[\left(\frac{1}{x''_{d(3)}} + \frac{1}{x''_{q(3)}} \right) \cos(\gamma - \theta) + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{1}{x''_{d(3)}} - \frac{1}{x''_{q(3)}} \right) \cdot \cos(2\tau + \gamma + \theta) \right] e^{\frac{-\tau}{T_{a3}}}$$

Токи в фазах $b1$ и $c1$ определяются подстановкой вместо γ соответственно $\gamma - \frac{2\pi}{3}$ и $\gamma - \frac{4\pi}{3}$. Ток возбуждения:

$$i_f = i_{f0} + \frac{x_{ed}}{x_{fd} x'_{d(3)}} \cdot U \cdot \cos \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T'_{d(3)}}} + \left(\frac{A}{x''_{d(3)}} - \frac{x_{ed}}{x_{fd} x'_{d(3)}} \right) \cdot U \cdot \cos \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T''_{d(3)}}} -$$

$$- A \frac{U}{x''_{d(3)}} \cdot e^{\frac{-\tau}{T_{a(3)}}} \cdot \cos(\tau + \theta),$$

где $A = \frac{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd}}{x_{\sigma ed} x_{\sigma fd} + x_{\sigma ed} x_{ad} + x_{ad} x_{\sigma fd}}$.

Результаты расчета внезапного трехфазного короткого замыкания первой системы с холостого хода при $\gamma=0$ и параметрах, указанных в разделе 4.7.

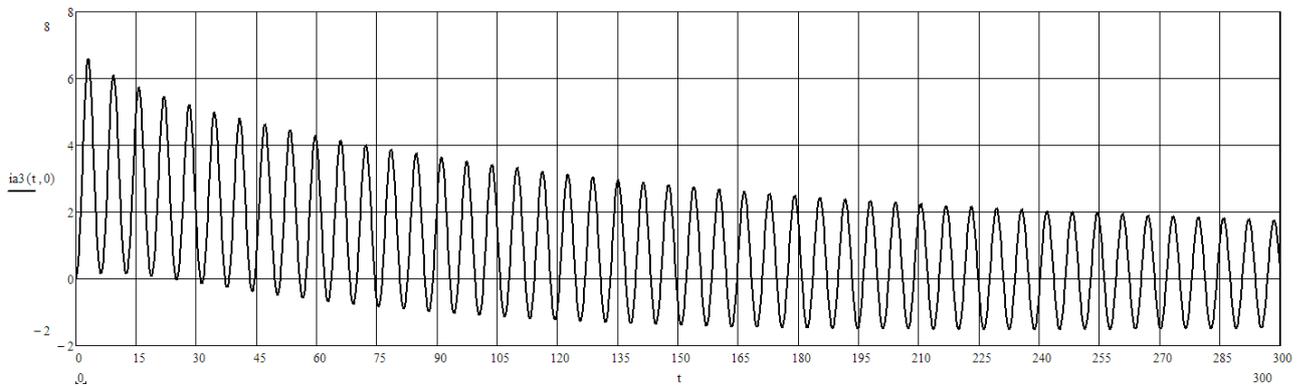


Рисунок Б.1 – Ток фазы $a1$, о.е.

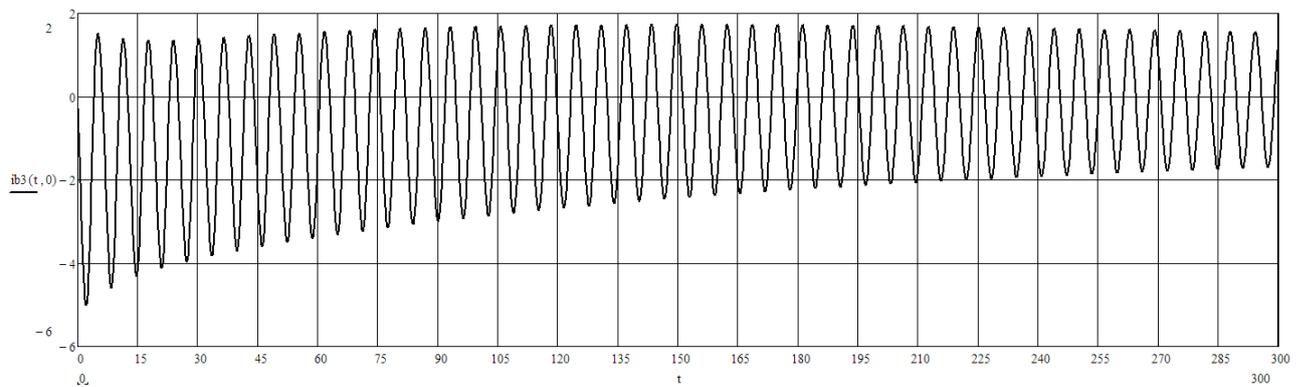


Рисунок Б.2 – Ток фазы $b1$, о.е.

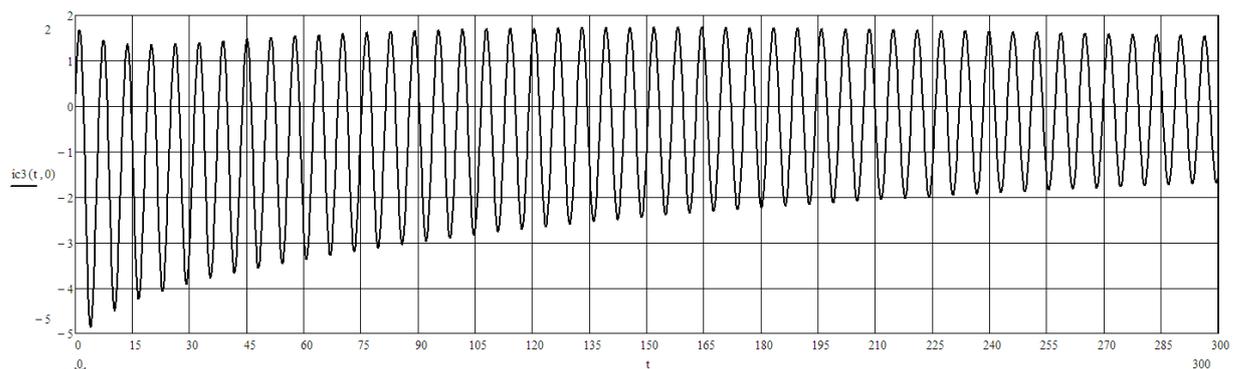


Рисунок Б.3 – Ток фазы $c1$, о.е.

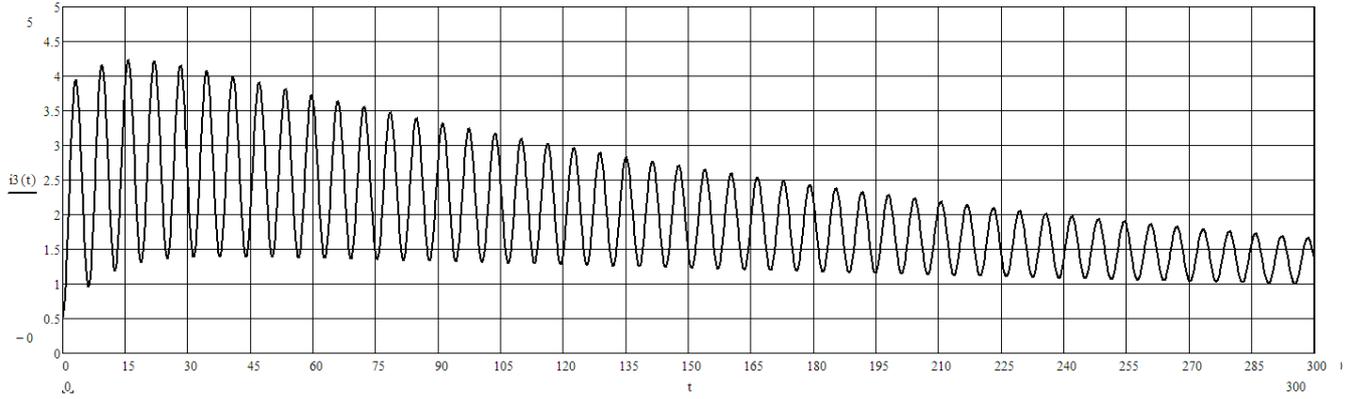


Рисунок Б.4 – Ток возбуждения, о.е.

Б.2 Внезапное шестифазное короткое замыкание

Ток в фазе статора $a1$ равен:

$$\begin{aligned}
 i_{a1} = & - \left(\frac{E_0}{x_d} + U \cdot \cos \theta \cdot \left[\left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) e^{\frac{-\tau}{T'_d}} + \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) e^{\frac{-\tau}{T''_d}} \right] \right) \cdot \cos(\tau + \gamma) - \\
 & - \left(\frac{1}{x''_q} - \frac{1}{x_q} \right) U \sin \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T''_q}} \cdot \sin(\tau + \gamma) + \frac{U}{2} \left[\left(\frac{1}{x''_d} + \frac{1}{x''_q} \right) \cos(\gamma - \theta) + \right. \\
 & \left. + \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x''_q} \right) \cdot \cos(2\tau + \gamma + \theta) \right] e^{\frac{-\tau}{T''_a}}.
 \end{aligned}$$

Токи в фазах $b1, c1, a2, b2, c2$ определяются подстановкой вместо γ соответственно $\gamma - \frac{2\pi}{3}, \gamma - \frac{4\pi}{3}, \gamma - \frac{\pi}{6}, \gamma - \frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{6}, \gamma - \frac{4\pi}{3} - \frac{\pi}{6}$.

Ток возбуждения:

$$i_f = i_{f0} + \frac{x_{ed}}{x_{fd} x'_d} \cdot U \cdot \cos \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T'_d}} + \left(\frac{A}{x''_d} - \frac{x_{ed}}{x_{fd} x'_d} \right) \cdot U \cdot \cos \theta \cdot e^{\frac{-\tau}{T''_d}} - A \frac{U}{x''_d} \cdot e^{\frac{-\tau}{T''_a}} \cdot \cos(\tau + \theta).$$

Результаты расчета внезапного шестифазного короткого замыкания первой системы с холостого хода при $\gamma=0$ и параметрах, указанных в разделе 4.7.

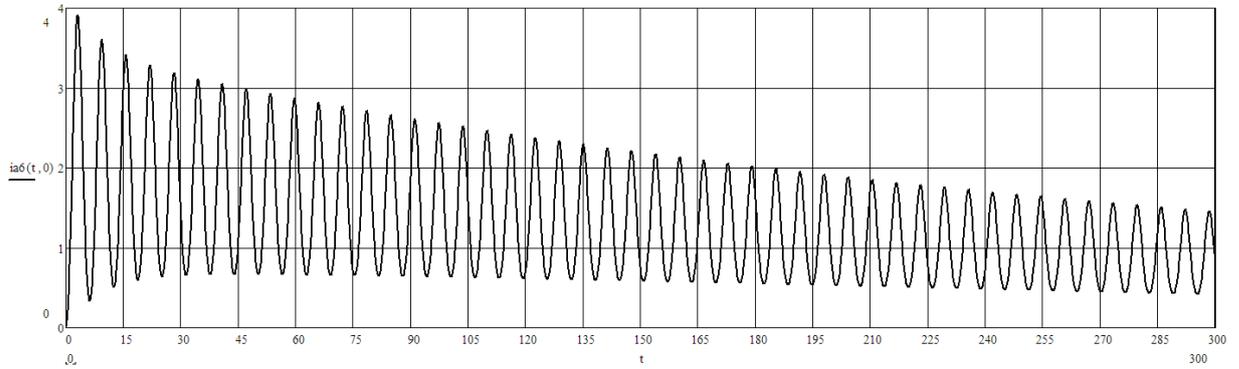


Рисунок Б.5 – Ток фазы $a1$, о.е.

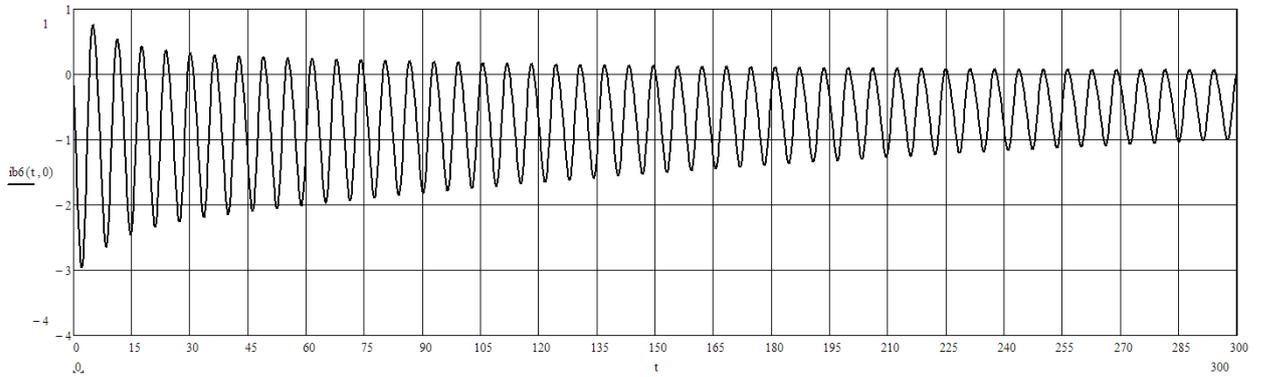


Рисунок Б.6 – Ток фазы $b1$, о.е.

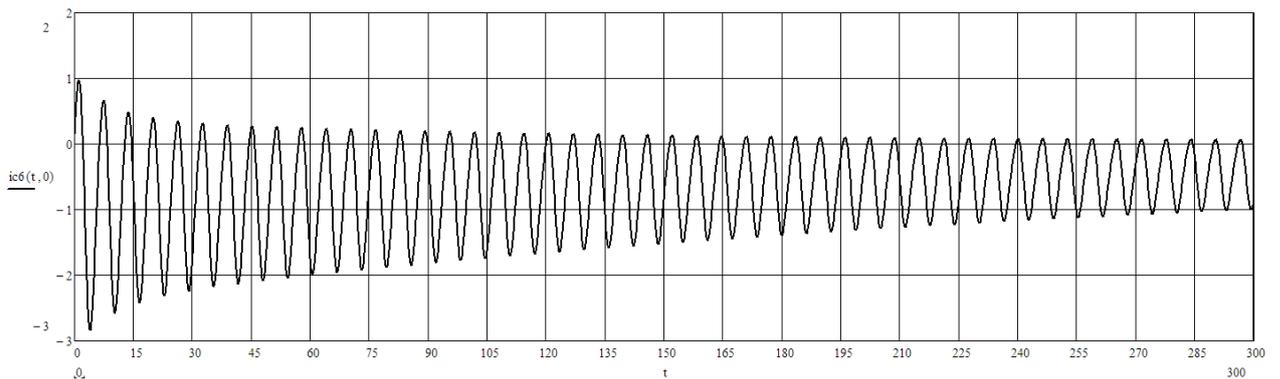


Рисунок Б.7 – Ток фазы $c1$, о.е.

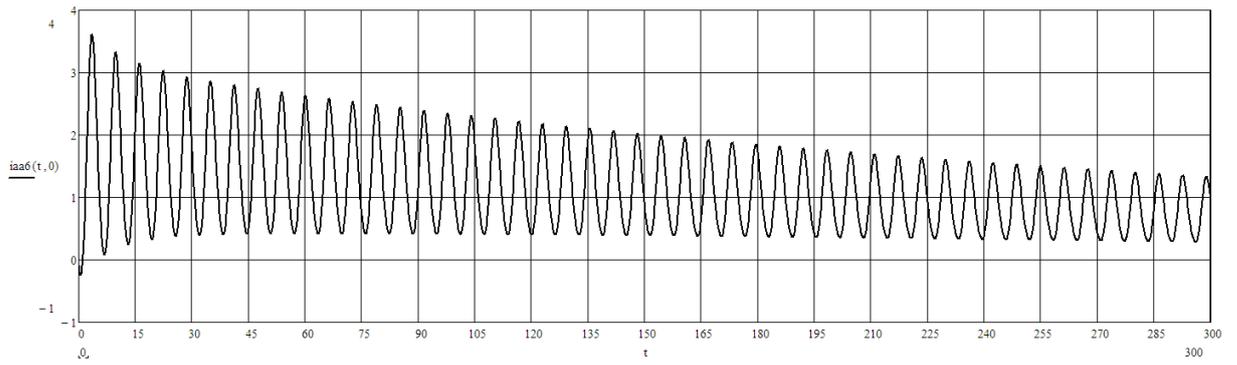
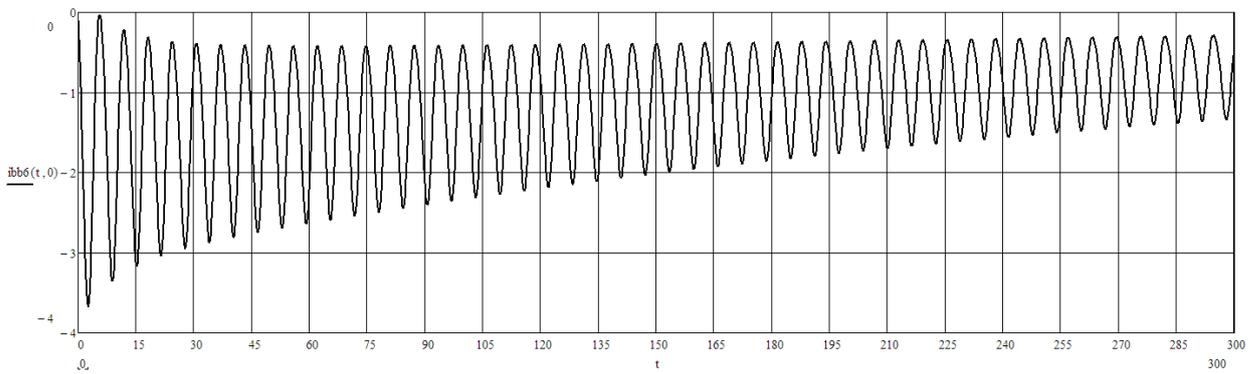
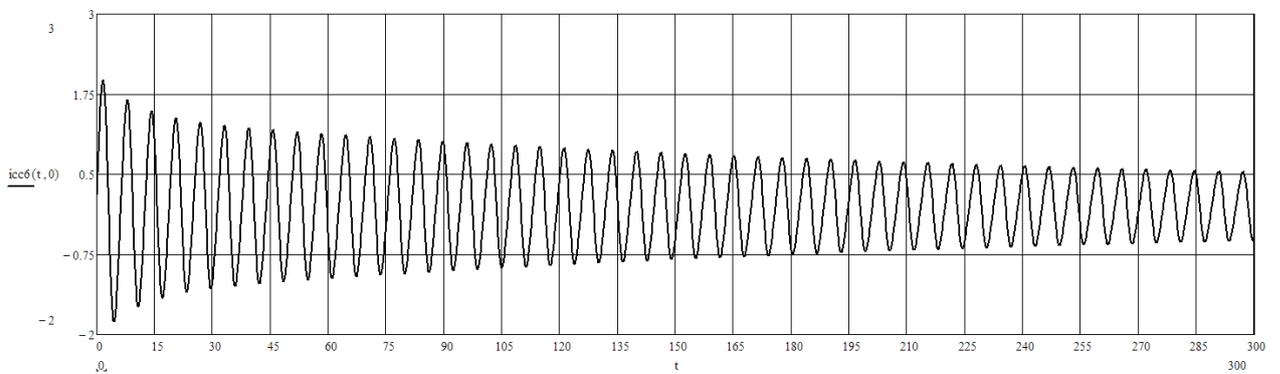
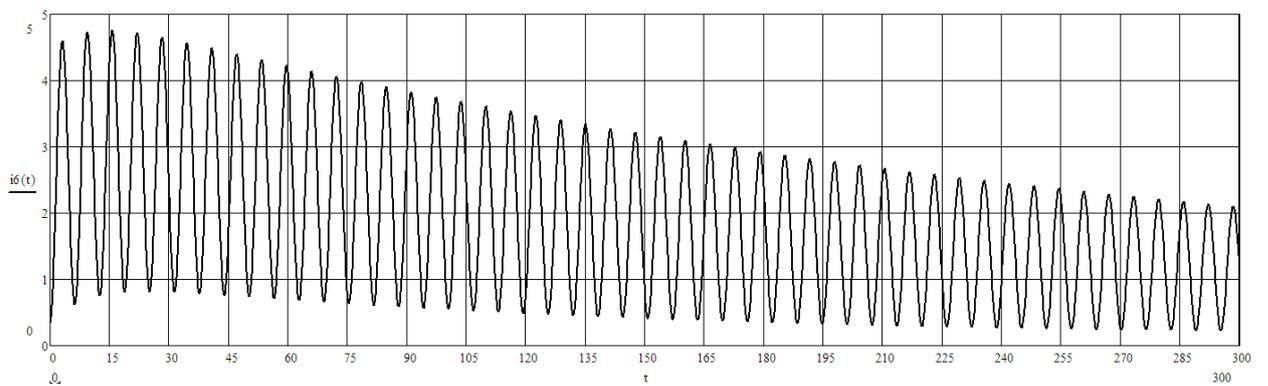
Рисунок Б.8 – Ток фазы $a2$, о.е.Рисунок Б.9 – Ток фазы $b2$, о.е.Рисунок Б.10 – Ток фазы $c2$, о.е.

Рисунок Б.11 – Ток возбуждения, о.е.

Приложение В

Распределение шестифазной обмотки по пазам

В.1 Схемы распределения фазных зон шестифазной двухслойной обмотки при различных сокращениях шага β

$$\beta = 1$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2

$$\frac{5}{6} < \beta < 1$$

	a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	

$$\beta = \frac{5}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1

$$\frac{4}{6} < \beta < \frac{5}{6}$$

	a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	

$$\beta = \frac{4}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2

$$\frac{3}{6} < \beta < \frac{4}{6}$$

	a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	

(продолжение на следующей странице)

$$\beta = \frac{3}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1

$$\frac{2}{6} < \beta < \frac{3}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1

$$\beta = \frac{2}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1	z2

$$\frac{1}{6} < \beta < \frac{2}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1	z2

$$\beta = \frac{1}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1	z2	b1

$$0 < \beta < \frac{1}{6}$$

a1	a2	z1	z2	b1	b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2
b2	x1	x2	c1	c2	y1	y2	a1	a2	z1	z2	b1

Рисунок В.1 – Схемы распределения фазных зон шестифазной двухслойной обмотки: a1, b1, c1, a2, b2, c2 – фазные зоны с прямым направлением токов; x1, y1, z1, x2, y2, z2 – фазные зоны с обратным направлением токов

**В.2 Распределение шестифазной двухслойной обмотки по пазам
при различных сокращениях шага β**

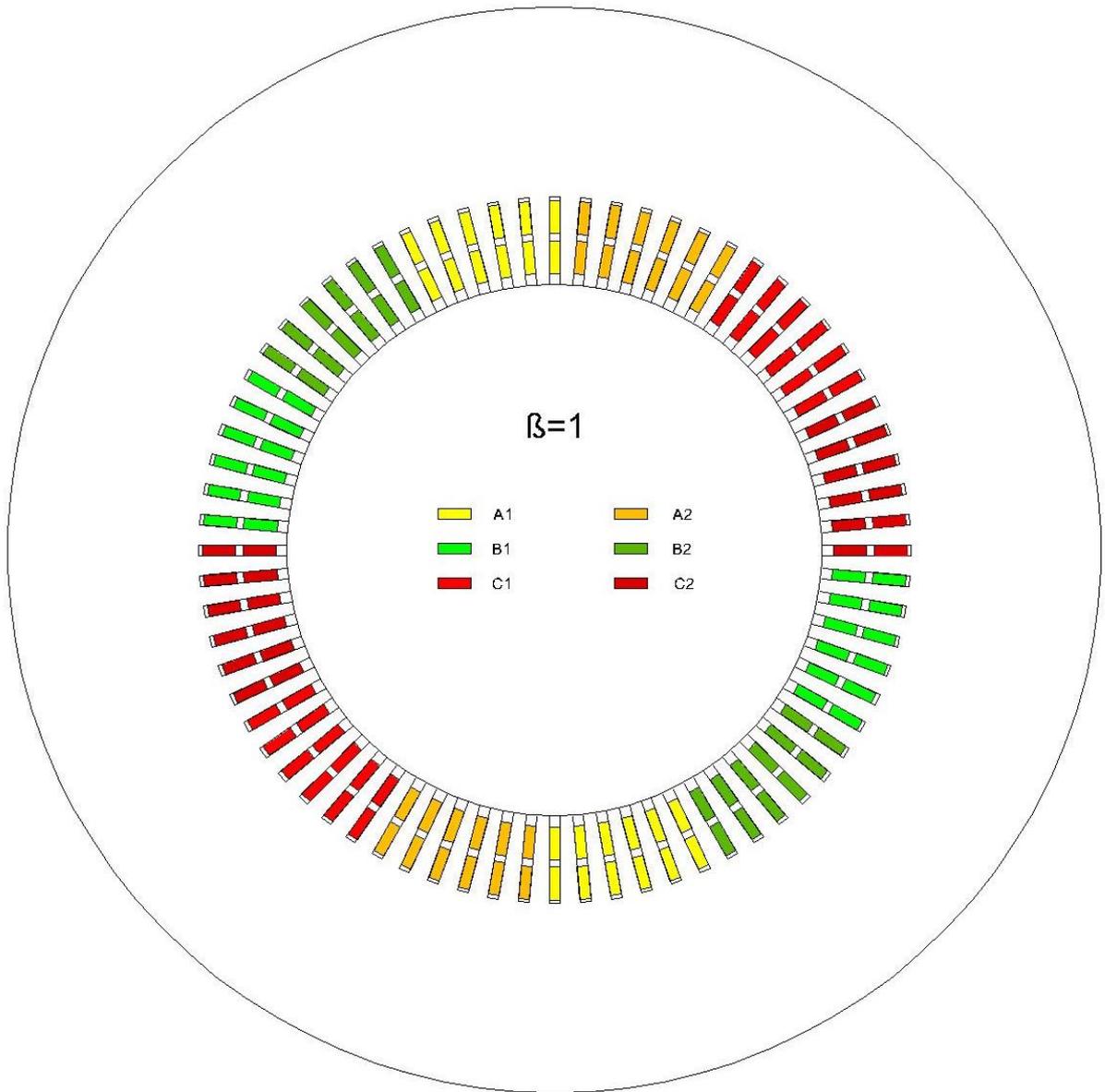


Рисунок В.2.1 – Распределение шестифазной двухслойной обмотки по пазам при числе пазов $Z=72$ и диаметральной обмотке

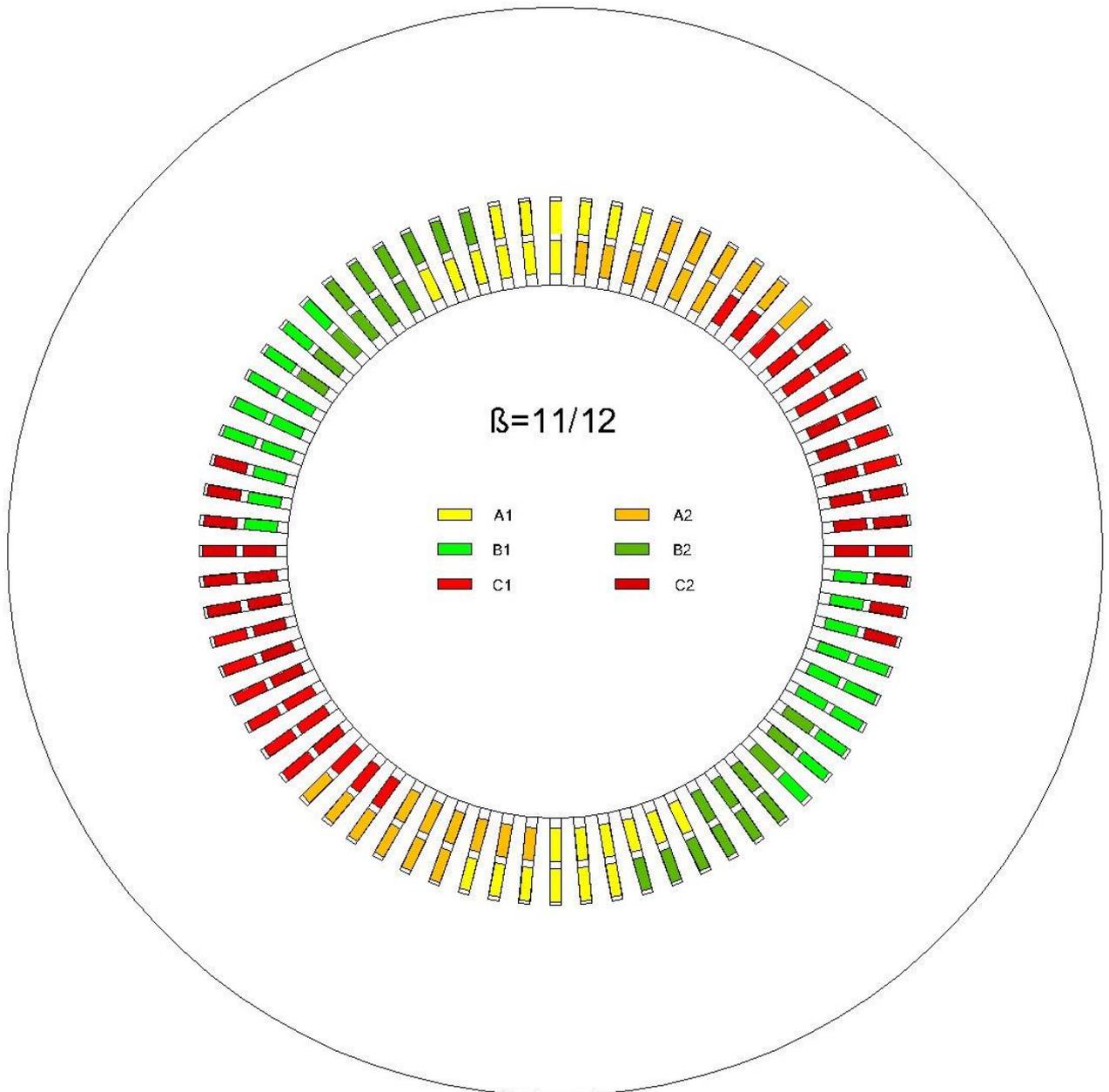


Рисунок В.2.2 – Распределение шестифазной двухслойной обмотки по пазам при числе пазов $Z=72$ и сокращении шага $\beta = 11/12$

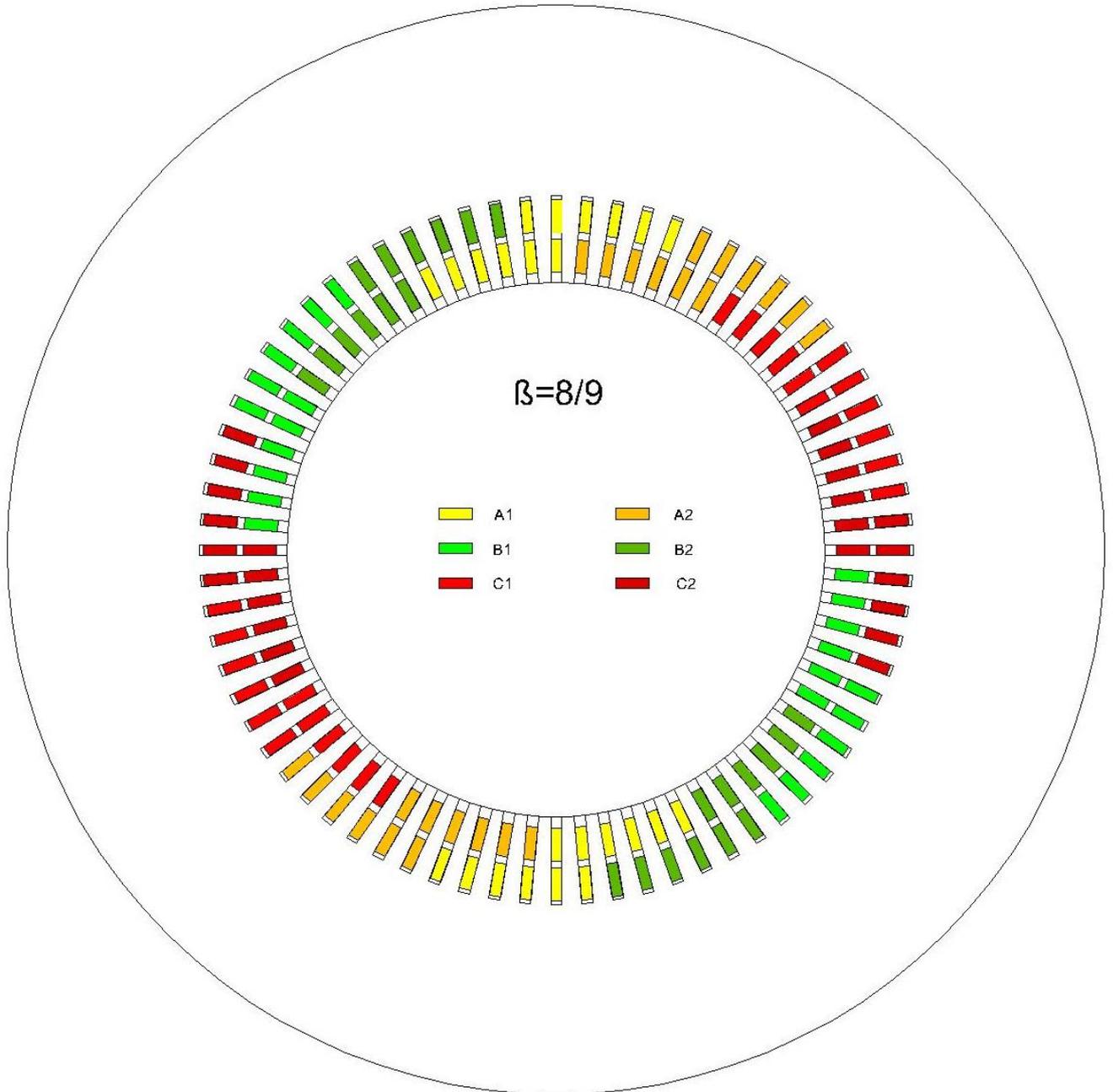


Рисунок В.2.3 – Распределение шестифазной двухслойной обмотки по пазам при числе пазов $Z=72$ и сокращении шага $\beta = \frac{8}{9}$

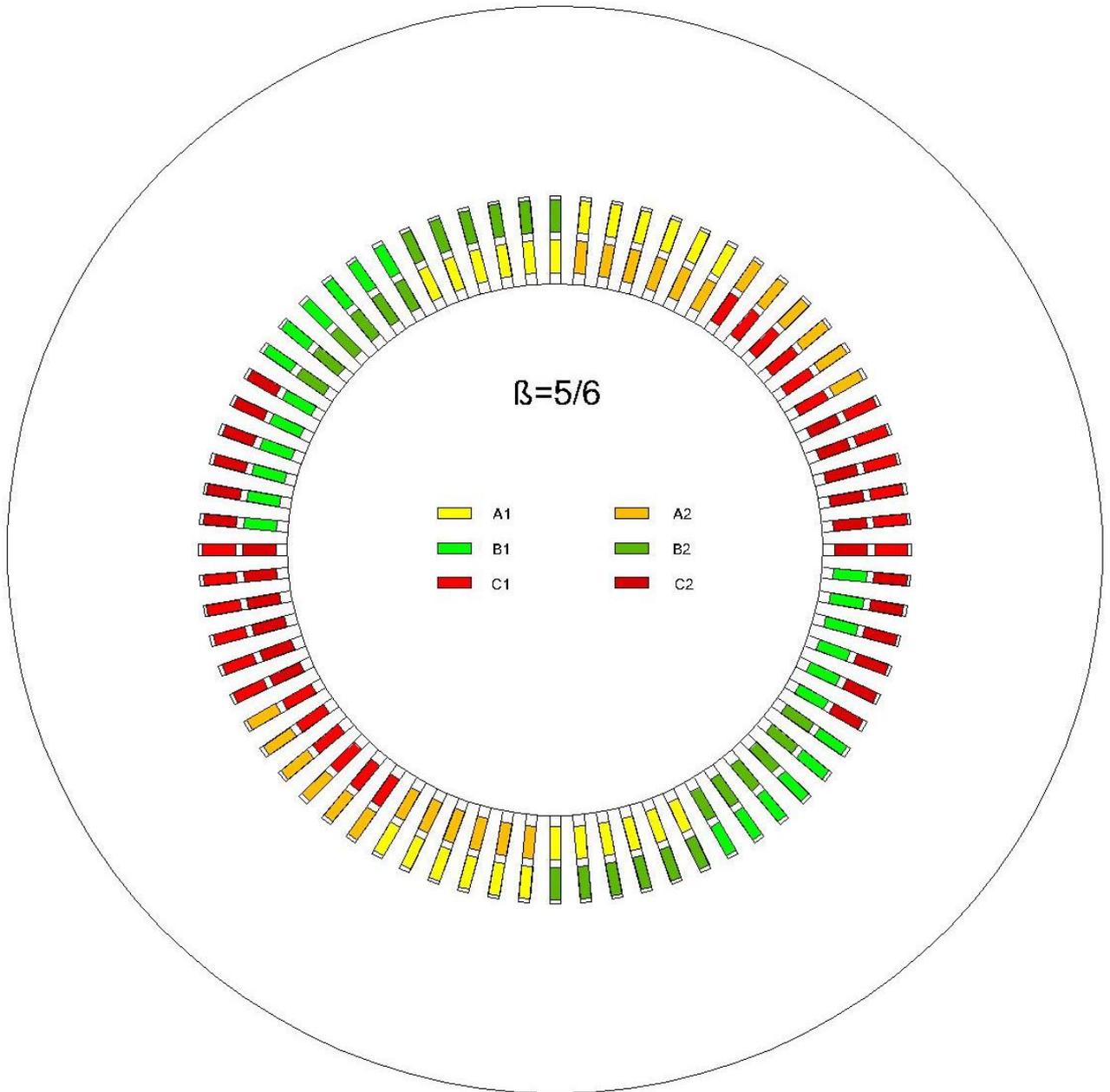


Рисунок В.2.4 – Распределение шестифазной двухслойной обмотки по пазам при числе пазов $Z=72$ и сокращении шага $\beta = \frac{5}{6}$

Приложение Г

Simulink-модель шестифазного турбогенератора

В Simulink-модели шестифазный турбогенератор воспроизводится согласно уравнениям (2.59), (2.61) и (7.1)-(7.4) блоком, изображенным на рисунке Г.1. Задавая определенным образом внешние воздействия на входы модели турбогенератора, можно проводить анализ широкого спектра эксплуатационных и аварийных режимов, при этом не требуется изменение структуры самой модели.

Рисунок Г.2 показывает пример Simulink-модели для расчета симметричных режимов, состоящей из блоков шестифазного турбогенератора (Subsystem), обратного преобразования согласно приложению А токов статора к фазным координатам (Subsystem 1), регистрирующих элементов (Scope) и управляющих (Switch), моделирующих воздействия в расчетных режимах. Каждый Switch-элемент имеет по три входа, средний из них (u2) содержит условие коммутации сигнала с первого (u1) на третий (u3) вход. Задавая для сигналов значения с помощью времени коммутирования u2 можно воспроизвести различные симметричные режимы:

- шестифазное короткое замыкание ($u2=0$ для всех элементов);
- трехфазное короткое замыкание первой системы ($u2=0$ для Switch1; $u2$ равно расчетному времени для Switch2 и Switch3);
- грубая синхронизация с сетью бесконечной мощности ($u2$ равно расчетному времени для всех элементов) и т.д.

Для воспроизведения несимметричных режимов при отсутствии нулевых составляющих, например, на второй системе предложенная модель должна быть дополнена блоком Subsystem2 формирования напряжений u_{d2} , u_{q2} через падения напряжения на сопротивлениях фиктивной нагрузки R_a , R_b , R_c и

Switch-элементами для переключения на несимметричный режим (рисунок Г.3). Выбор больших значений $R_a = R_b = R_c > 20$ о.е. приводит к холостому ходу генератора; $R_a = R_b = R_c = 0$ о.е. – к трехфазному короткому замыканию второй системы; $R_a = R_b = 0, R_c > 20$ о.е. – к двухфазному из режима холостого хода и т.д.

Возможности моделей не исчерпываются представленными примерами. Так при несимметричных коротких замыканиях на линии за трансформатором нарушаются условия работы обеих трехфазных систем, поэтому необходимо использовать аналогичный предыдущему блок, формирующий с помощью фиктивной нагрузки напряжения $ud1, uq1$ и соответствующие элементы Switch, позволяющие осуществлять переход от условия включения первой системы на сеть к несимметричному режиму, например, двухфазному короткому замыканию обеих групп. Параметры турбогенератора должны быть откорректированы на предмет учета трансформатора. Из-за отсутствия соответствующих данных такая корректировка не проводилась и расчёты не производились.

Для расчетов режимов при наличии нулевых составляющих в токах и напряжениях генератора модель необходимо дополнить расчётом напряжения u_0 и после решения соответствующего дифференциального уравнения – тока i_0 . Следует отметить, что для машин рассматриваемого типа с изолированными нейтральными возникновение подобных ситуаций возможно лишь при двойном внутреннем коротком замыкании в статорных обмотках.

Таким образом, появляющаяся представленная модель позволяет синтезировать расчётные модели для широкого спектра задач, не изменяя структуры модели турбогенератора.

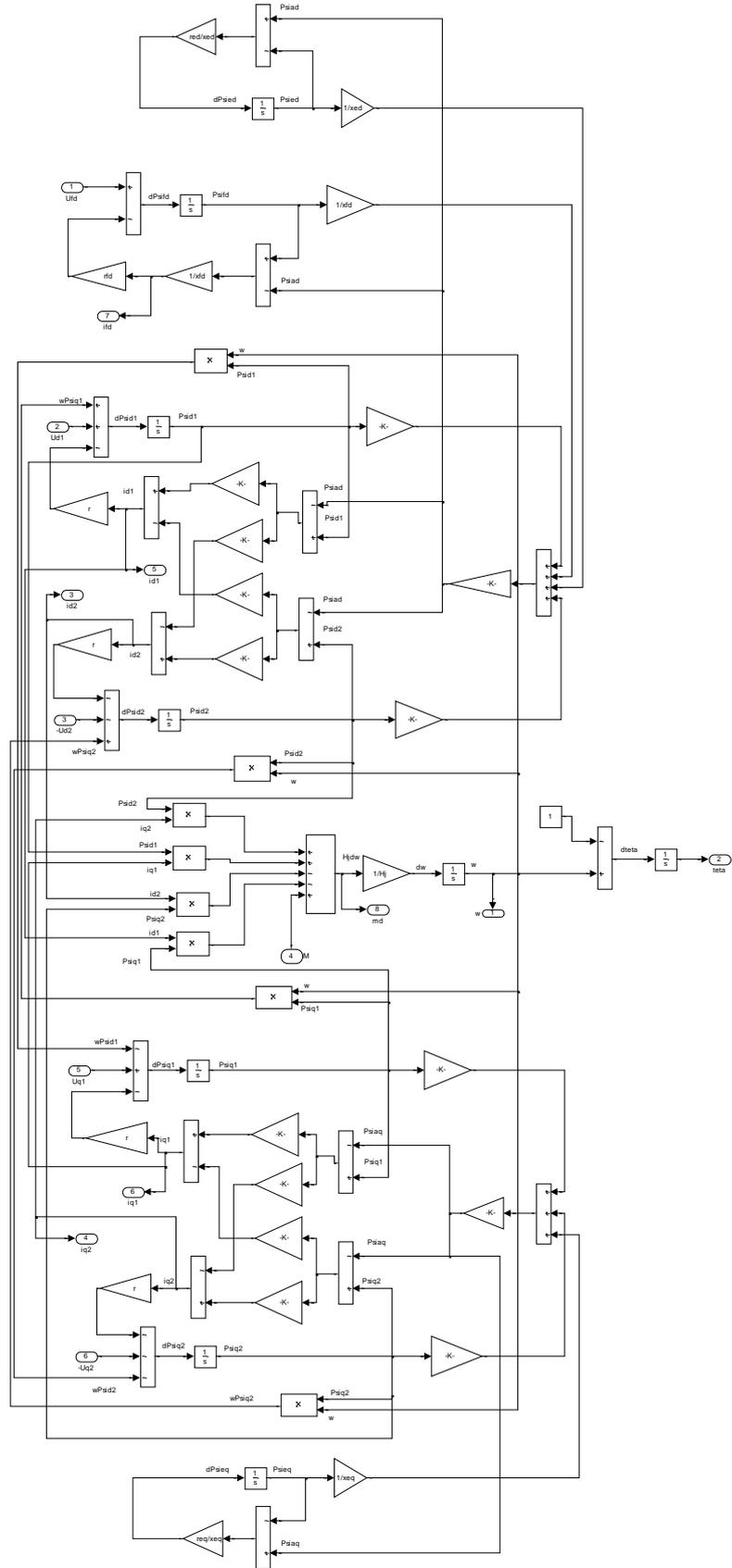


Рисунок Г.1 – Структура Simulink-модели шестифазного турбогенератора

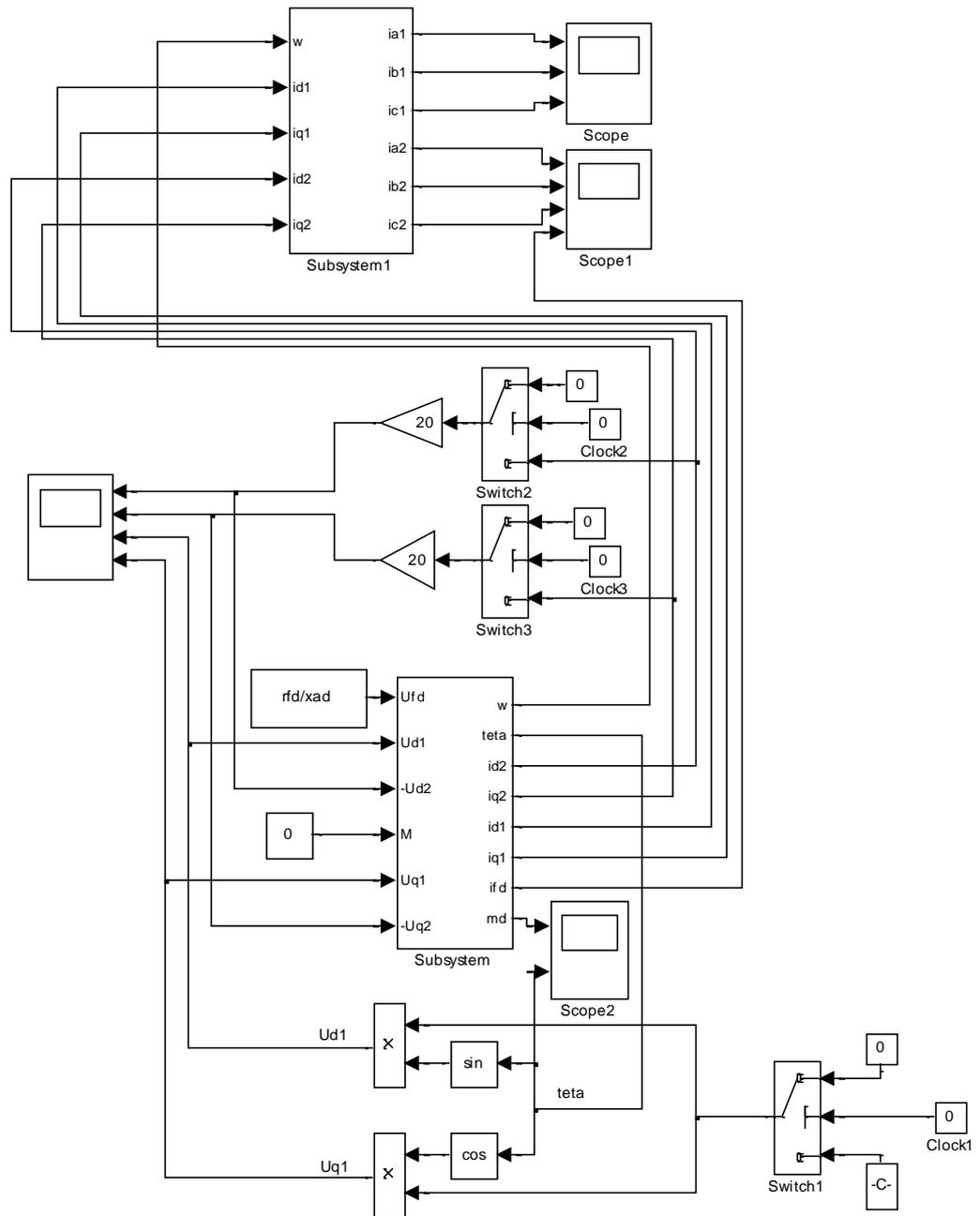


Рисунок Г.2 – Simulink-модель для анализа симметричных режимов работы шестифазного турбогенератора

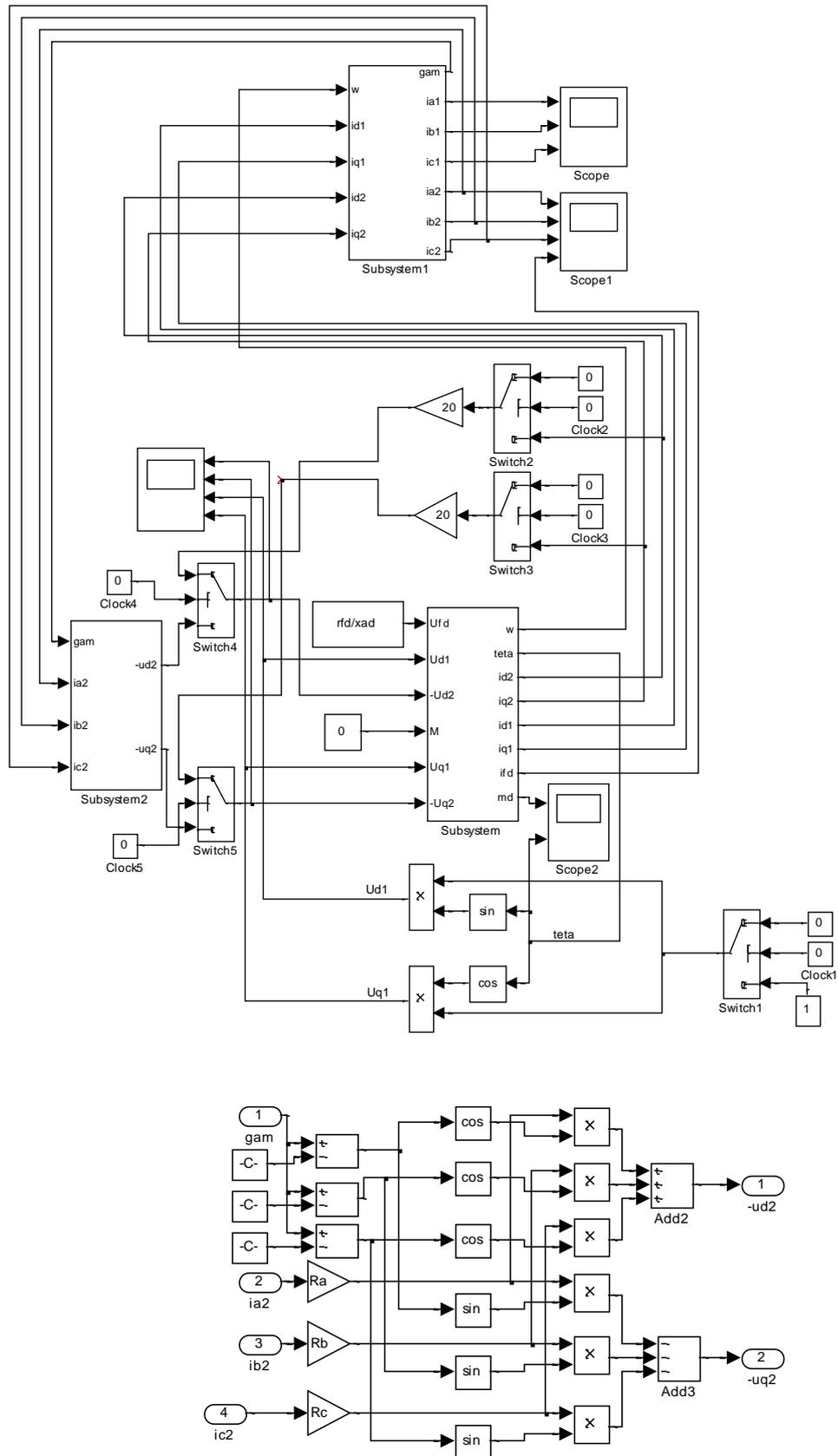


Рисунок Г.3 – Simulink-модель для анализа несимметричных режимов одной трехфазной системы и структура блока Subsystem2

Ряд параметров задачи зафиксирован непосредственно в блоках модели, в частности, начальные условия интегрирования, указываемые в интеграторах.

В большинстве рассматриваемых случаев исходным является режим холостого хода при номинальных напряжении и частоте генератора. Поэтому задаются постоянное по величине напряжение возбуждения в относительных единицах

$$U_{fd} = \frac{r_{fd}}{x_{ad}}, \text{ момент внешних сил } m = 0 \text{ о.е.}, \text{ напряжение сети } U = 1 \text{ о.е.}$$

При названных условиях начальные значения, установленные на интеграторах модели шестифазного турбогенератора Subsystem для потокосцеплений:

- продольного демпферного контура: $\text{Psied} = 1$;
- обмотки возбуждения: $\text{Psifd} = 1 + x_{fd} / x_{ad}$;
- продольных составляющих первой и второй трехфазных групп шестифазной обмотки: $\text{Psid1} = 1$, $\text{Psid2} = 1$;
- поперечных составляющих тех же групп: $\text{Psiq1} = 0$, $\text{Psiq2} = 0$;
- поперечного демпферного контура: $\text{Psieq} = 0$.

Для уравнения движения ротора начальные значения частот вращения и сети приняты равными единице, а для угла нагрузки $\text{teta} = 0$. Угол γ , определяющий мгновенное положение ротора относительно фазы $a1$ в модуле Subsystem1, в момент времени $\tau = 0$ задан равным ноль радиан.

Приложение Д

Результаты расчетов переходных процессов шестифазного турбогенератора с помощью Simulink-модели

Д.1 Шестифазное внезапное короткое замыкание с холостого хода

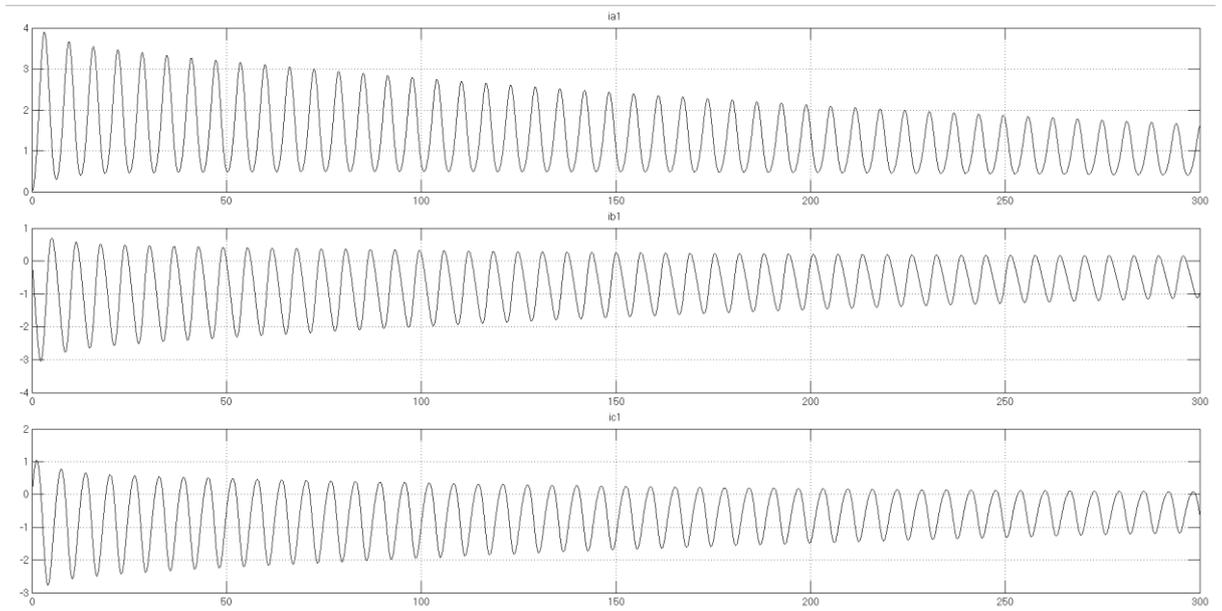


Рисунок Д.1.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

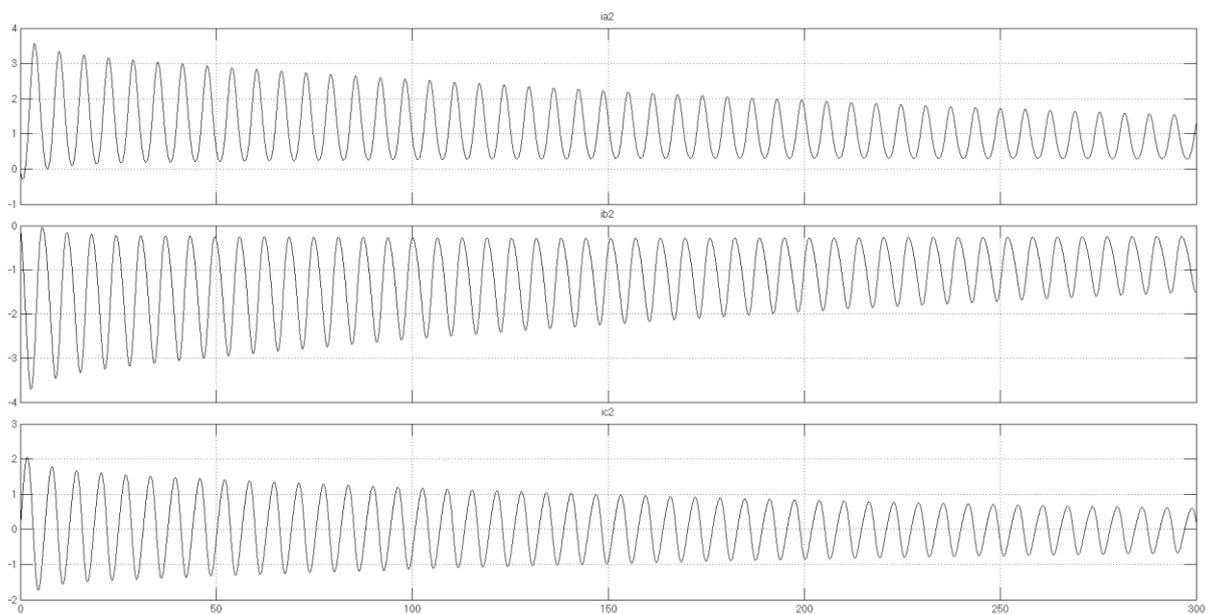


Рисунок Д.1.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

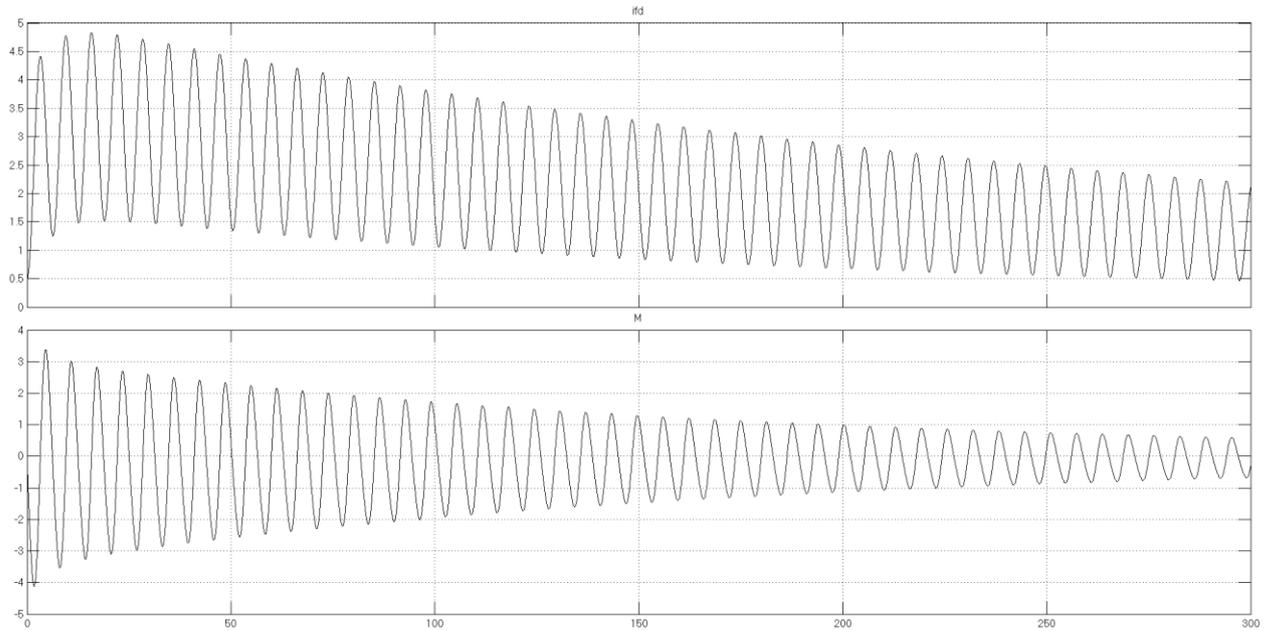


Рисунок Д.1.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.2 Внезапное трехфазное короткое замыкание первой трехфазной системы при холостом ходе второй

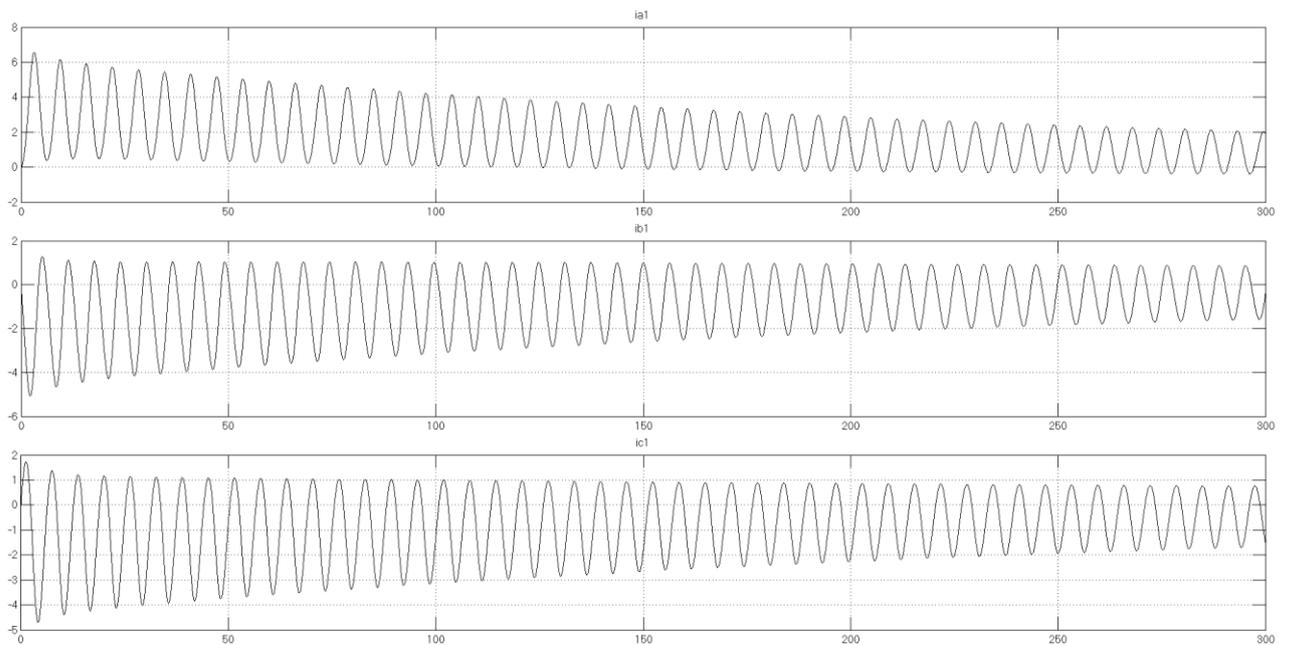


Рисунок Д.2.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

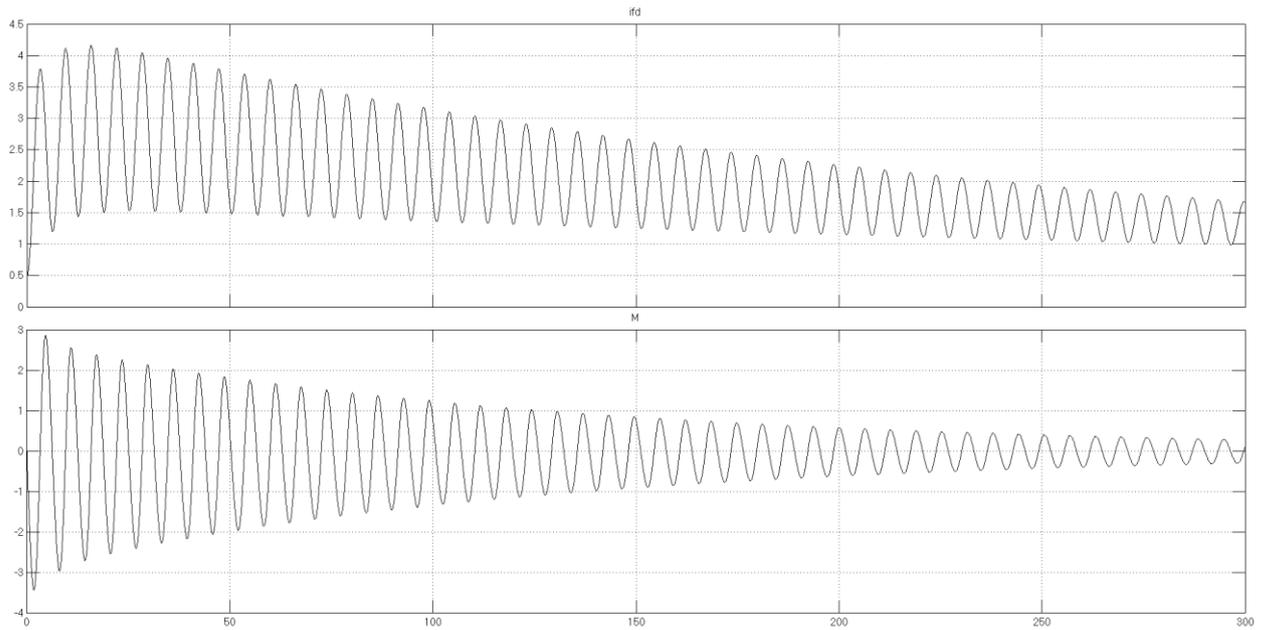


Рисунок Д.2.2 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.3 Внезапное трехфазное короткое замыкание второй трехфазной системы при первой, включенной на сеть

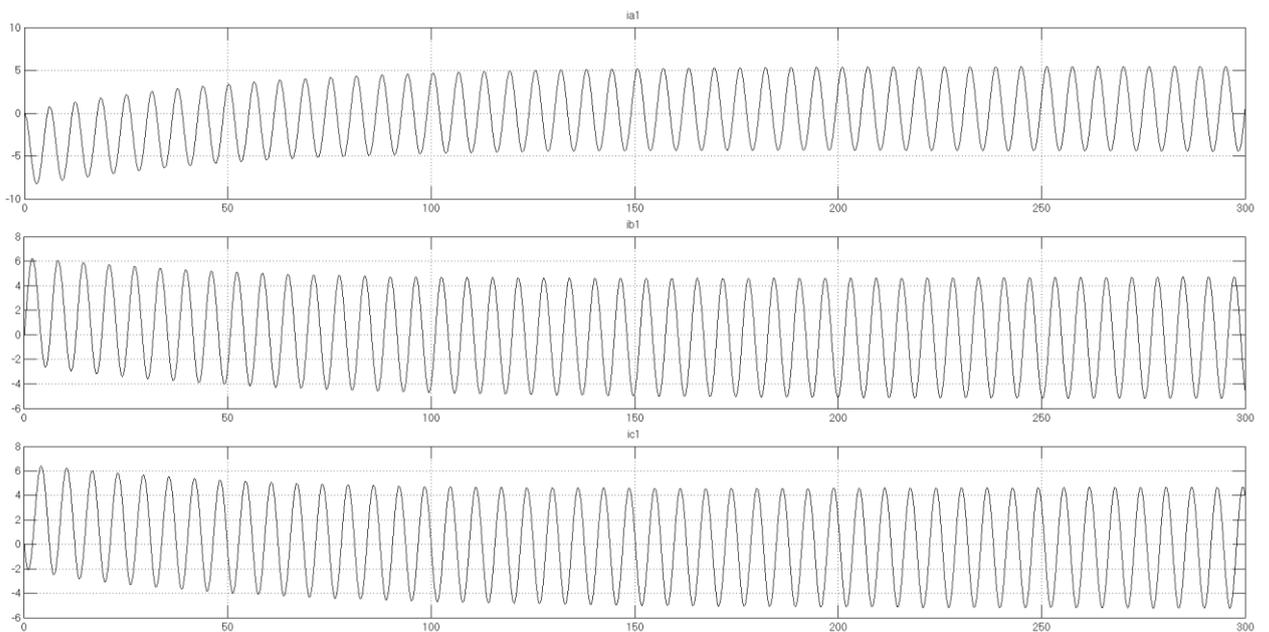


Рисунок Д.3.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

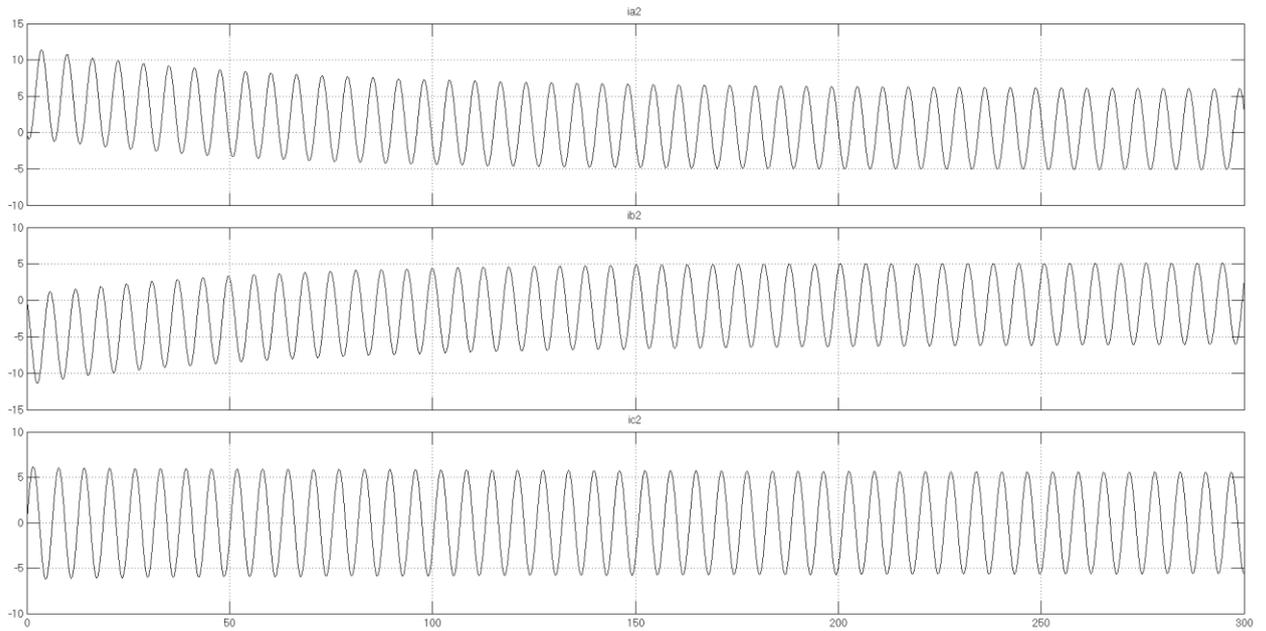


Рисунок Д.3.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

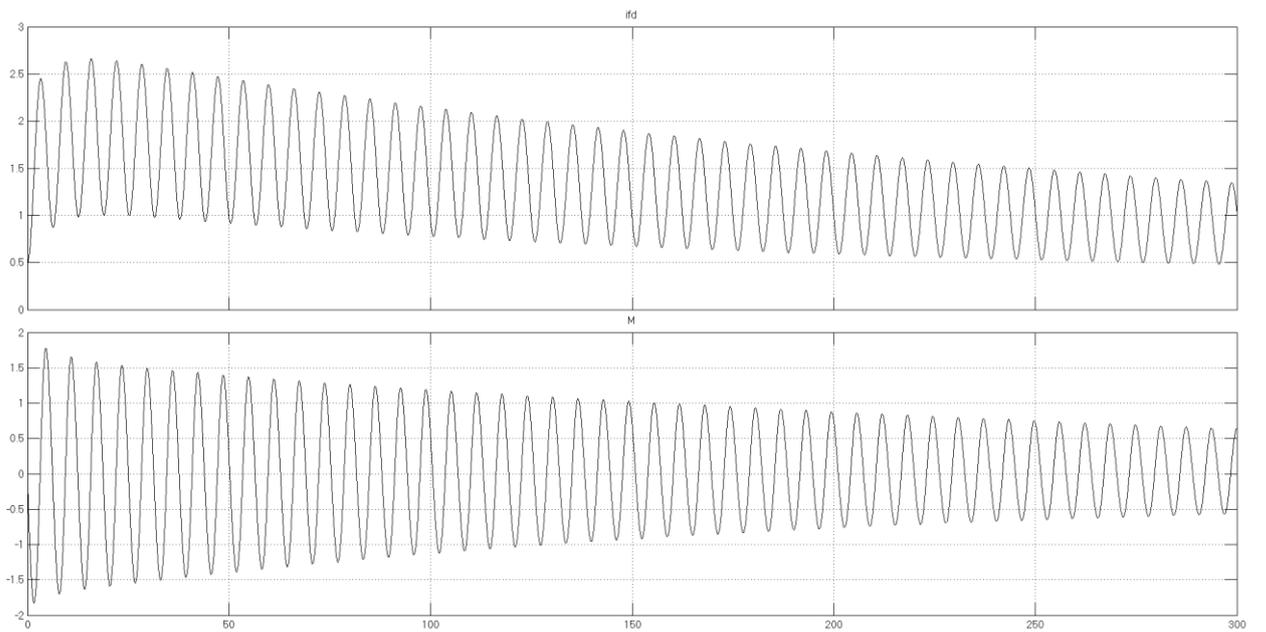


Рисунок Д.3.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.4 Внезапное трехфазное короткое замыкание первой трехфазной системы с переходом через $\tau=40$ рад в шестифазное

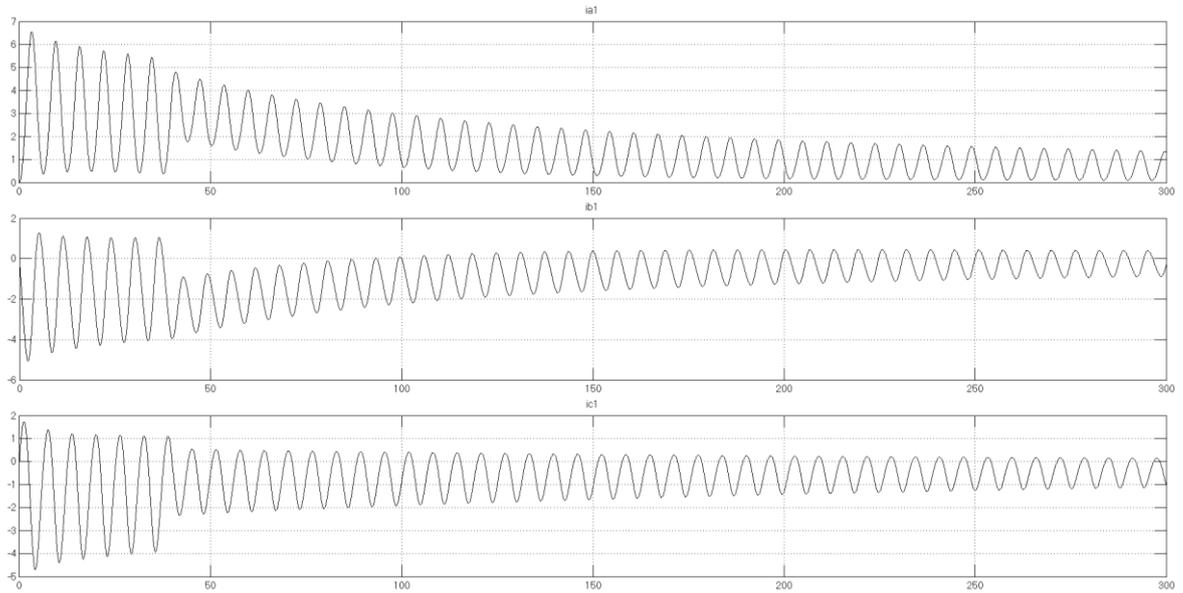


Рисунок Д.4.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

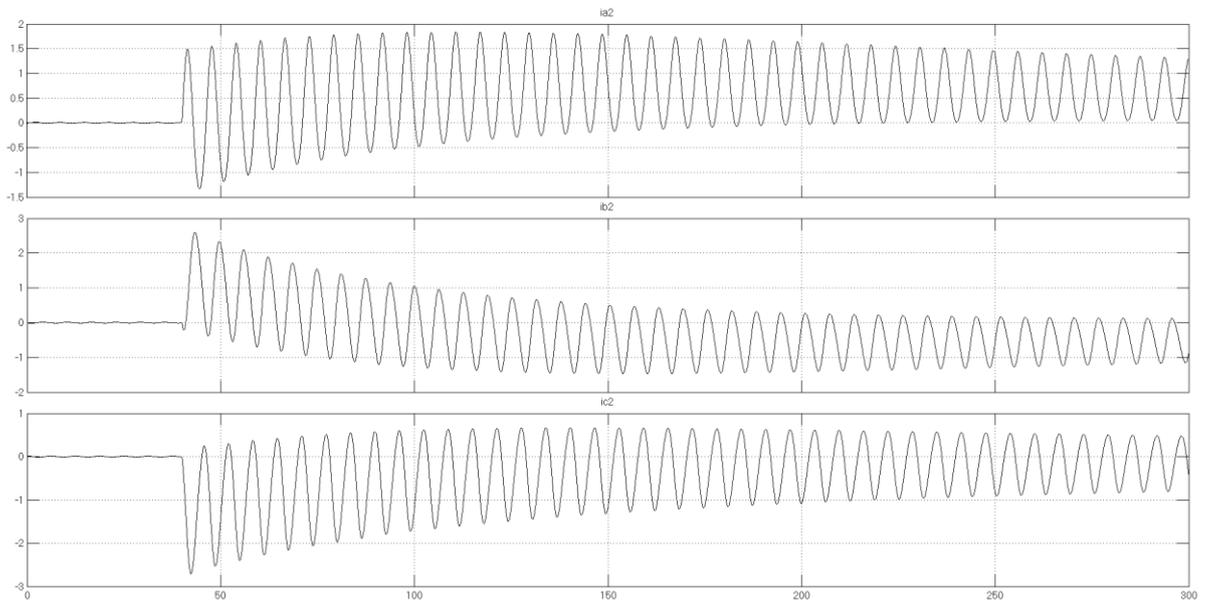


Рисунок Д.4.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

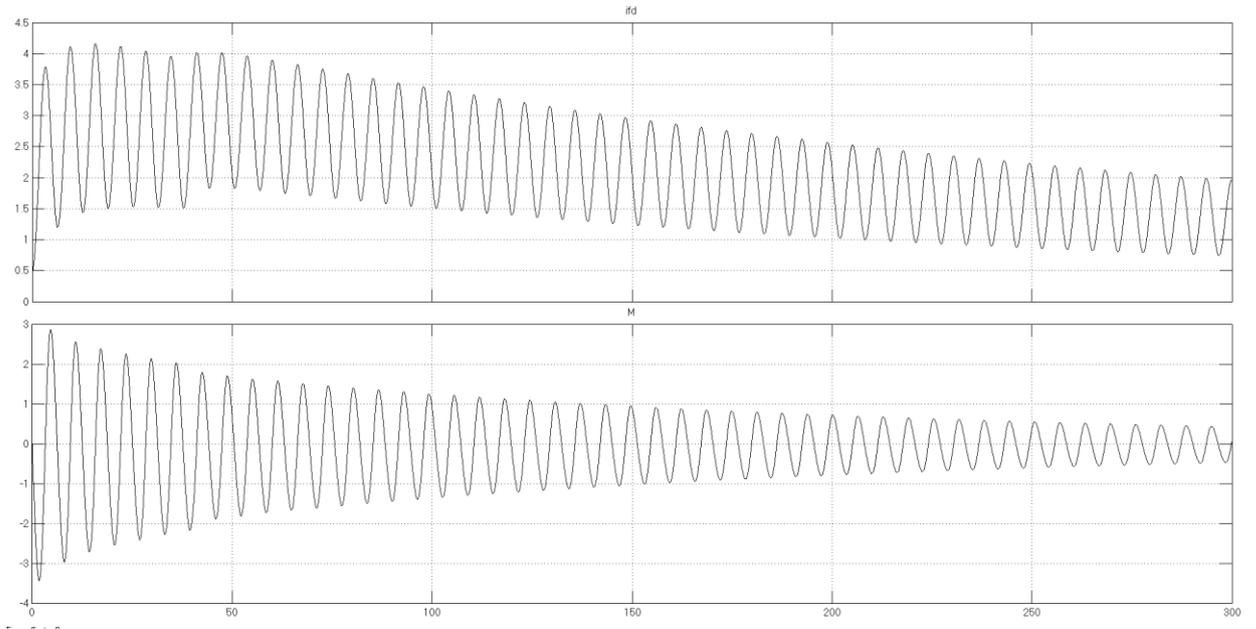


Рисунок Д.4.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.5 Внезапное двухфазное короткое замыкание второй трехфазной системы при включенной на сеть первой

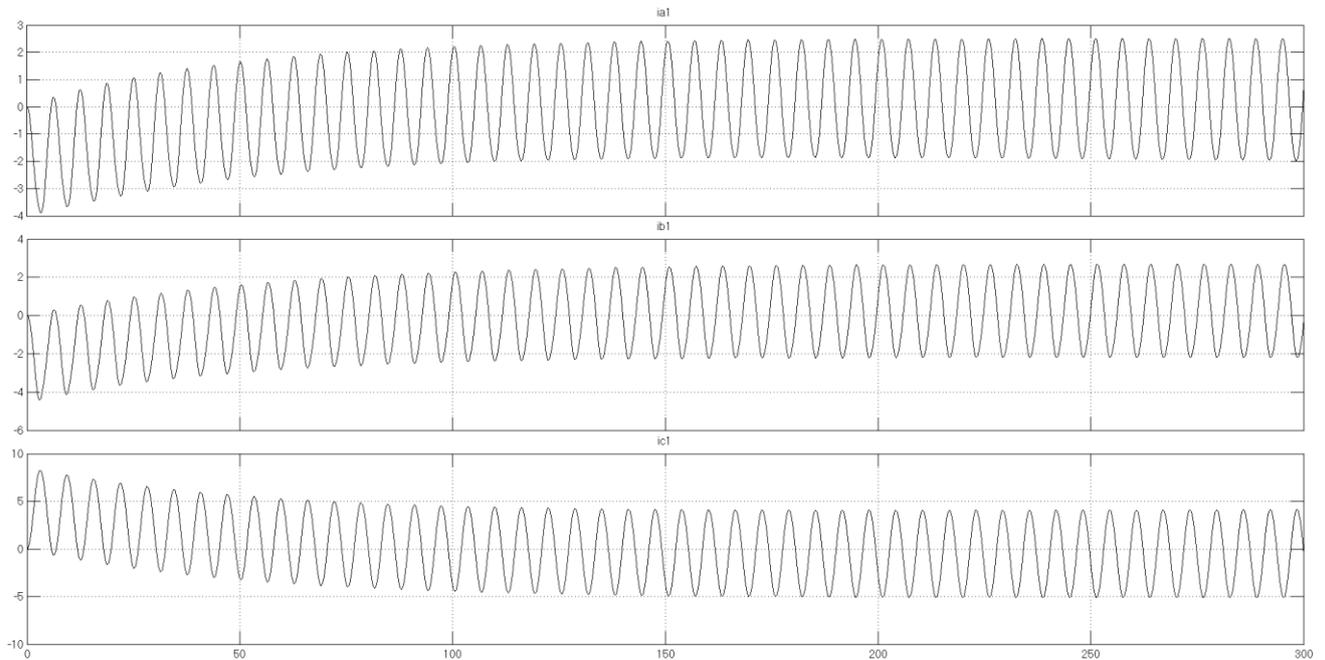


Рисунок Д.5.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

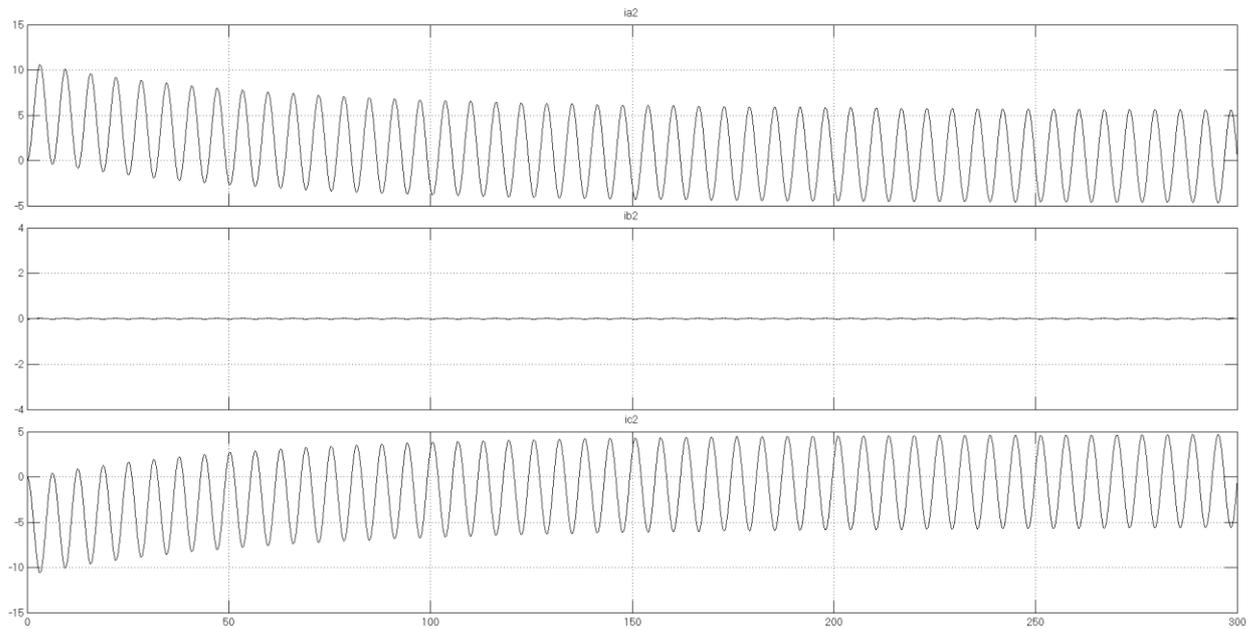


Рисунок Д.5.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

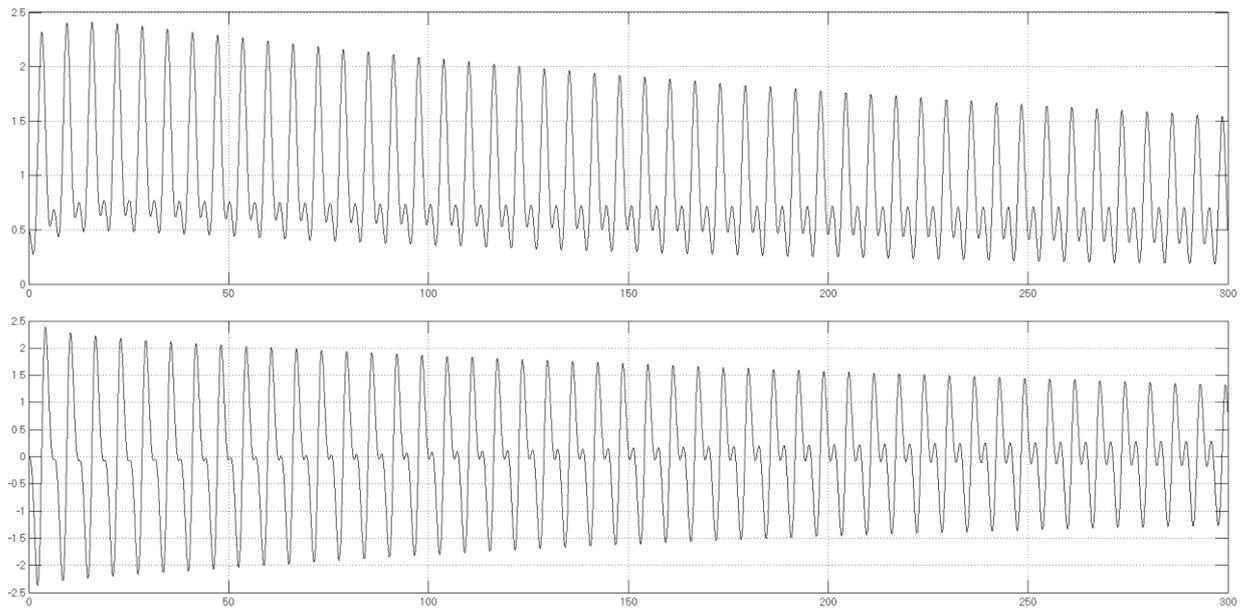


Рисунок Д.5.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.6 Внезапное двухфазное короткое замыкание второй трехфазной системы с переходом через $\tau=90$ рад в трехфазное

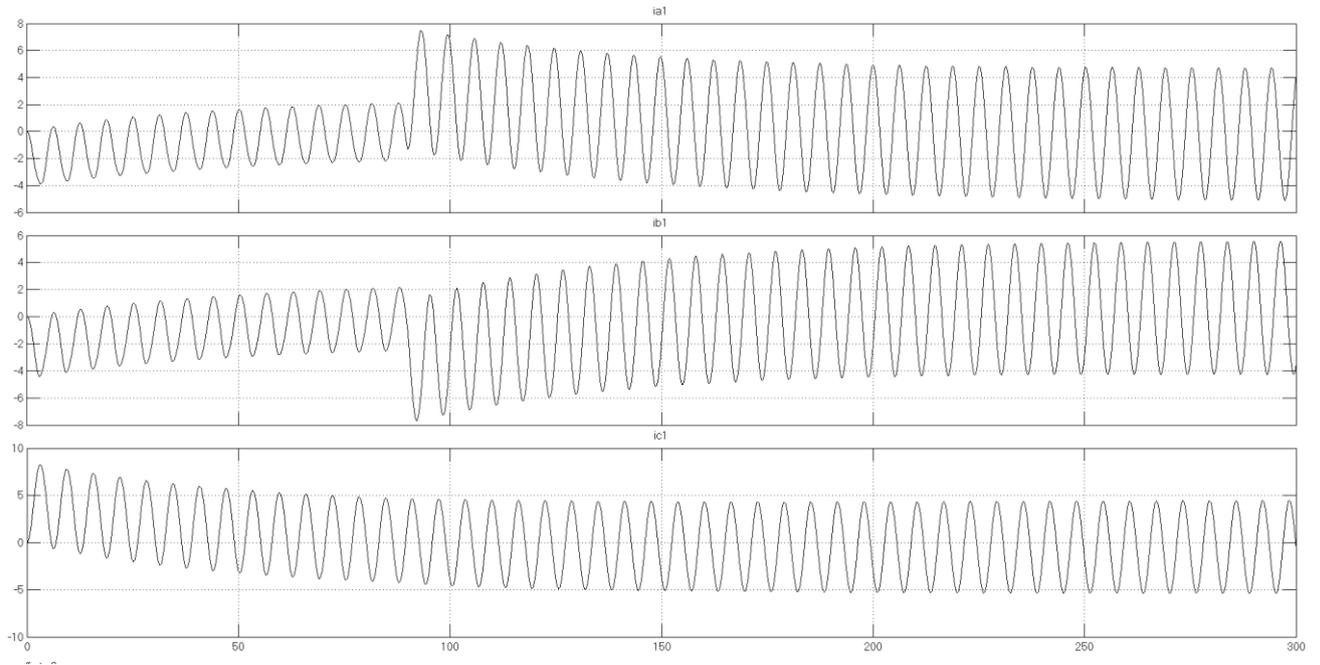


Рисунок Д.6.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

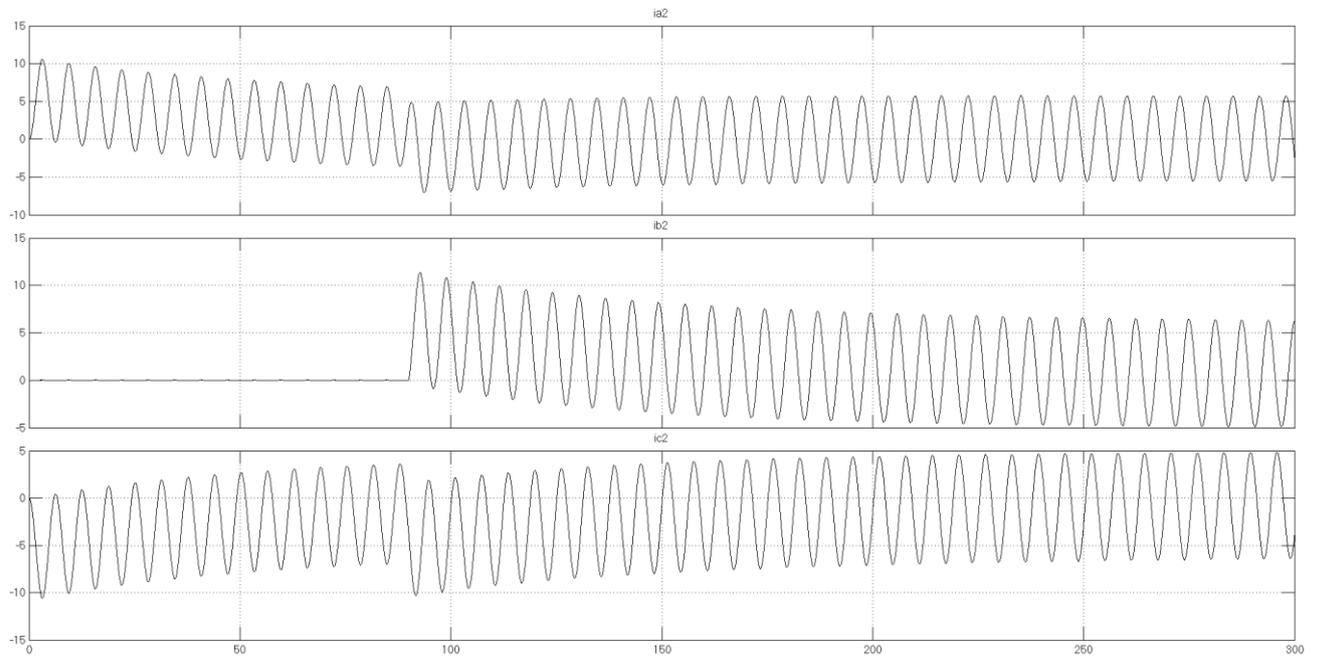


Рисунок Д.6.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

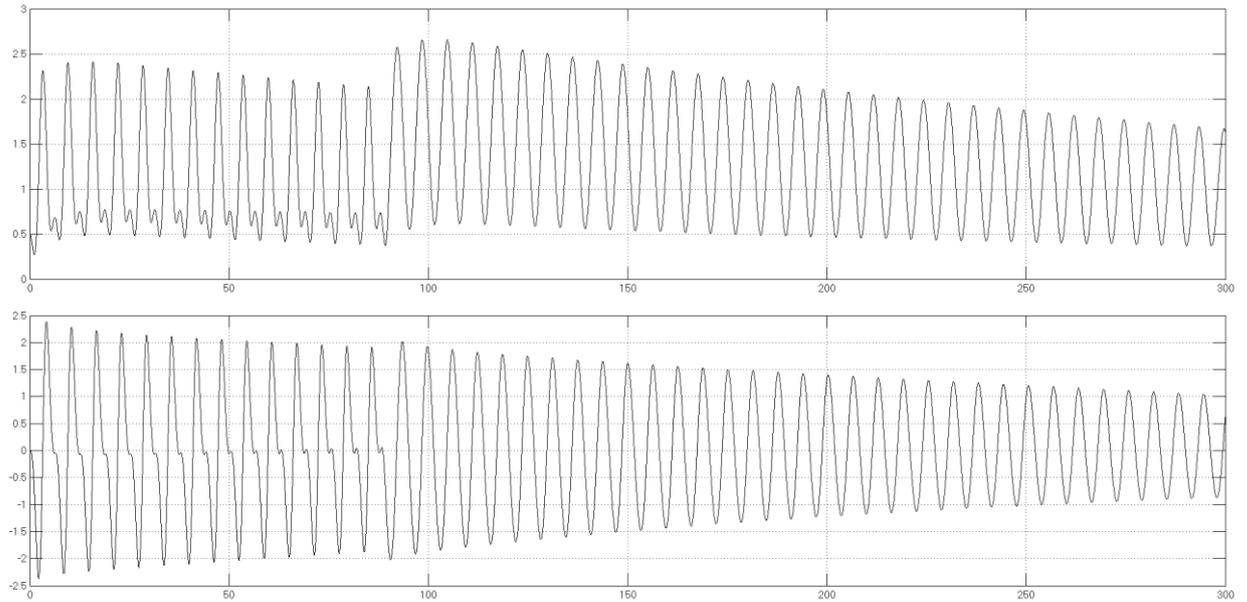


Рисунок Д.6.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.7 Внезапное двухфазное короткое замыкание второй трехфазной системы с переходом через $\tau=91,6$ рад в трехфазное

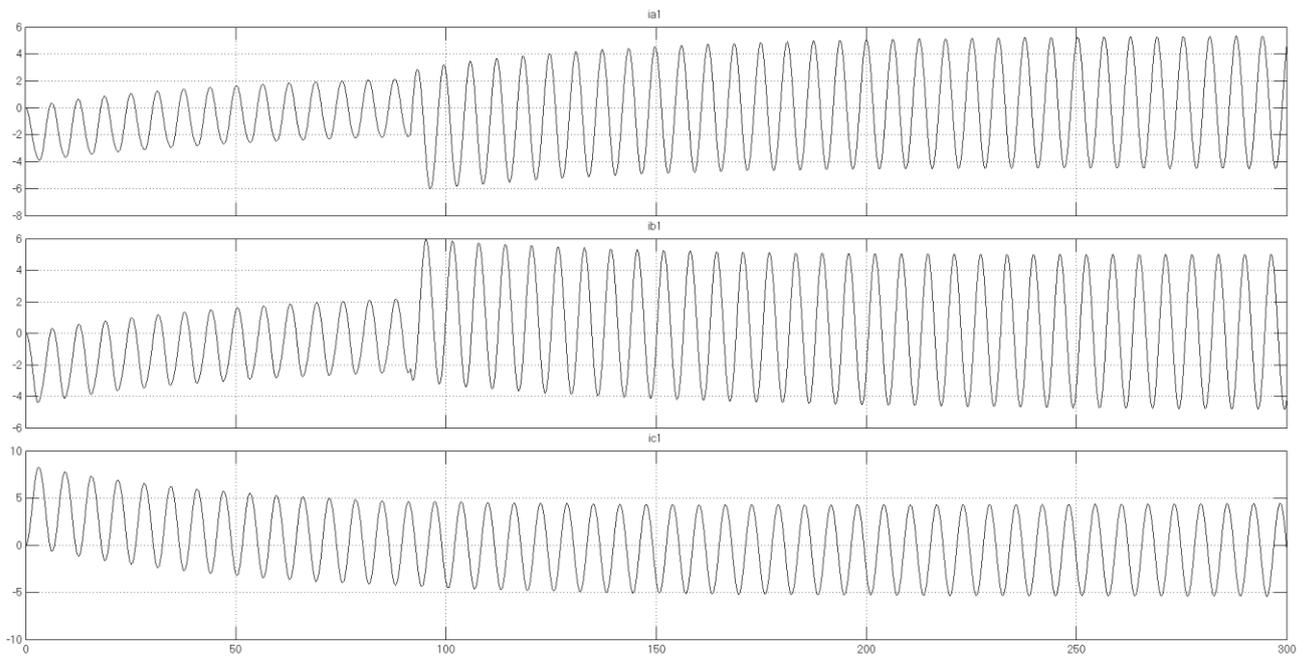


Рисунок Д.7.1 – Фазные токи первой трехфазной системы, о.е.

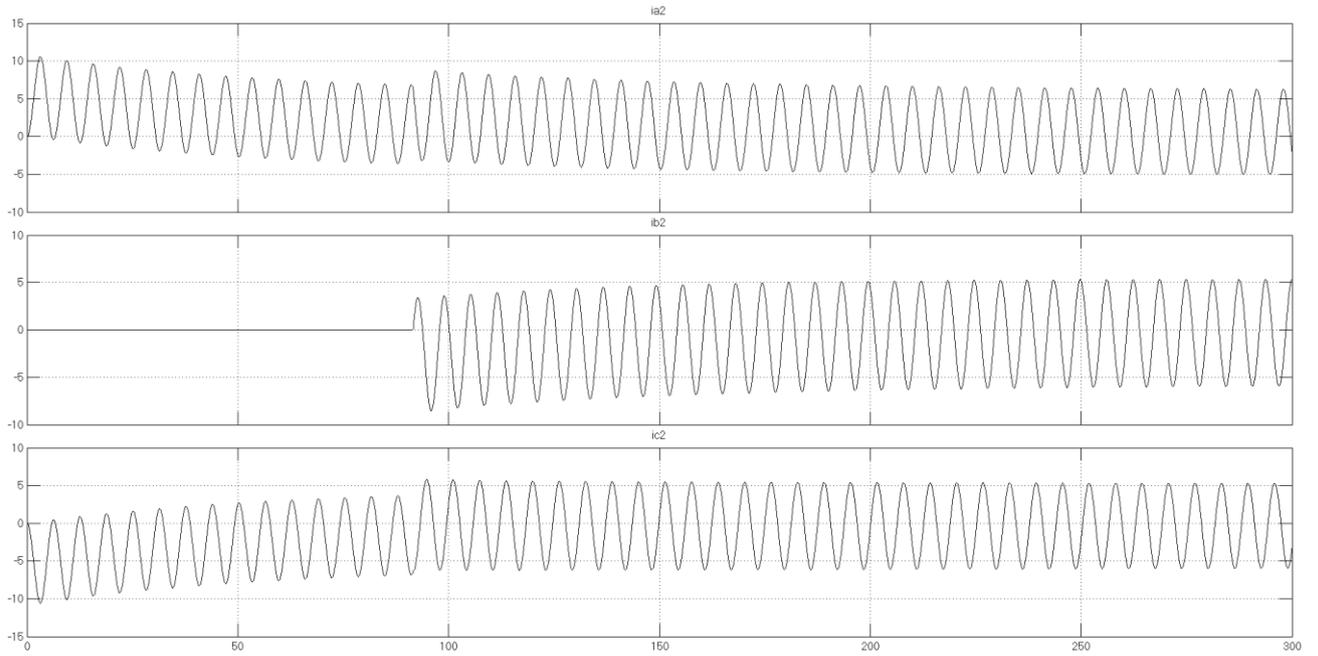


Рисунок Д.7.2 – Фазные токи второй трехфазной системы, о.е.

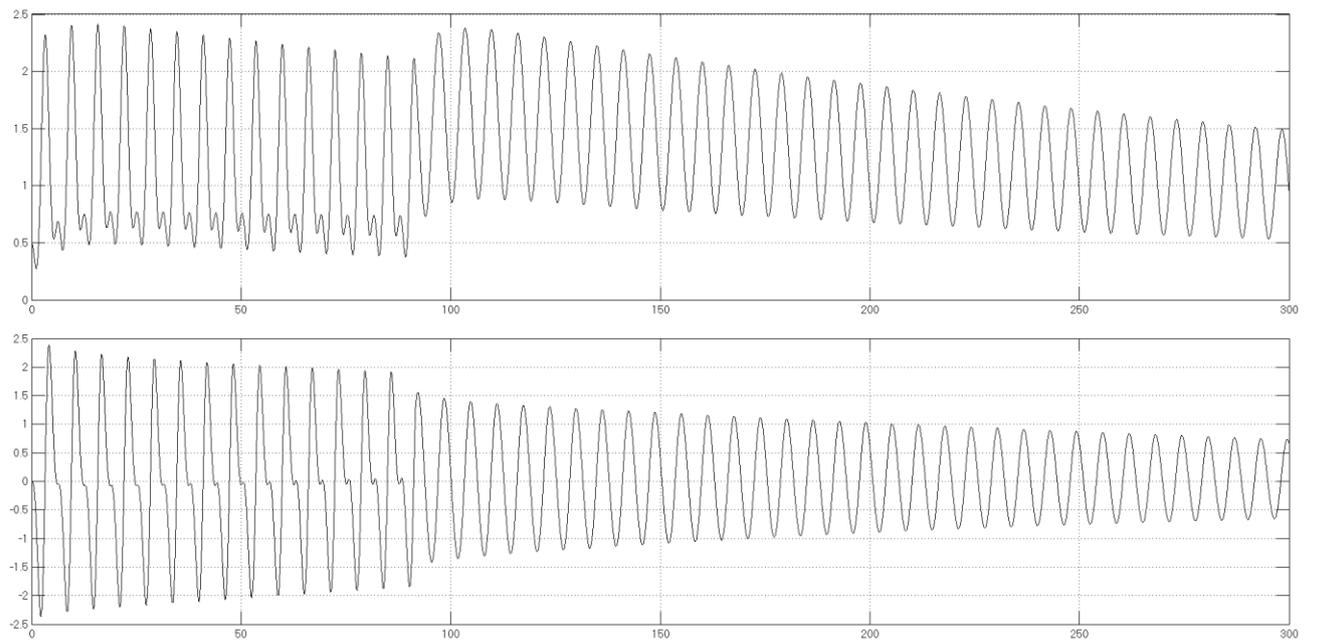


Рисунок Д.7.3 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.8 Включение на сеть первой трехфазной системы при $\Delta\theta=3,14$ рад

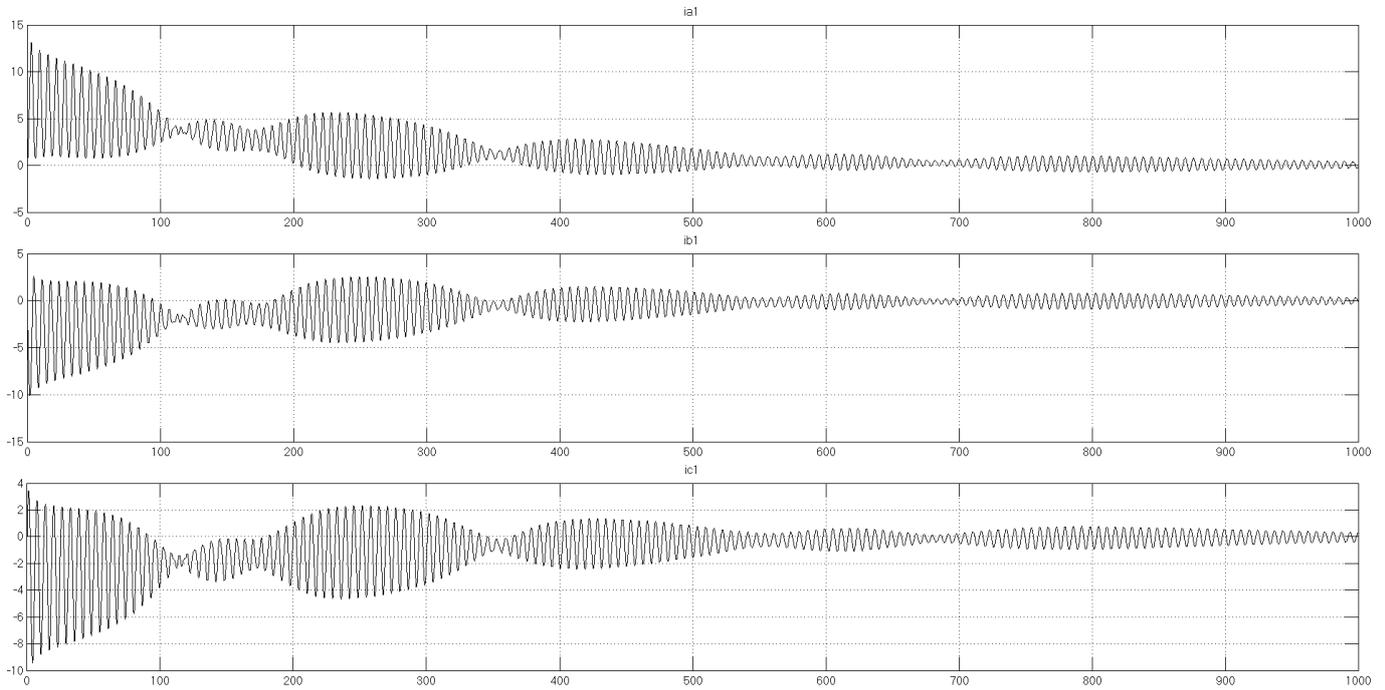


Рисунок Д.8.1 – Фазные токи включаемой на сеть трехфазной системы, о.е.

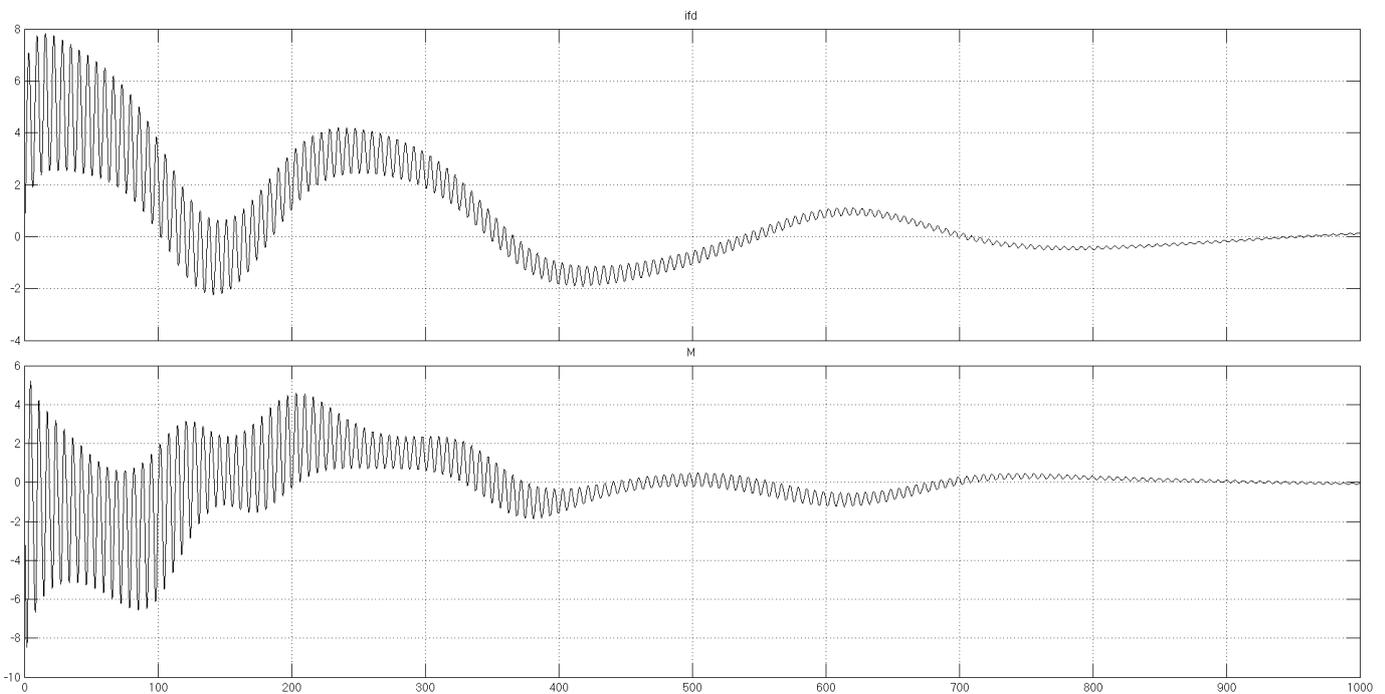


Рисунок Д.8.2 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.

Д.9 Включение на сеть первой трехфазной системы при $\omega=0,95$ о.е.

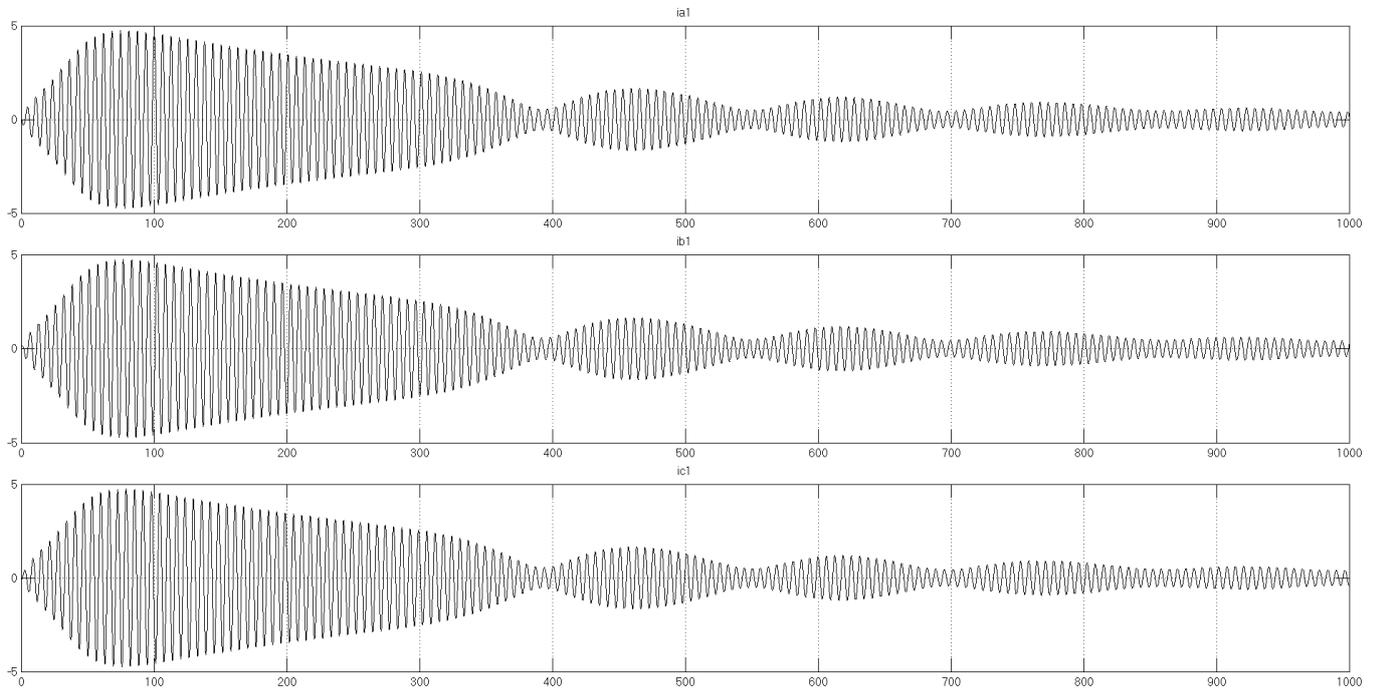


Рисунок Д.9.1 – Фазные токи включаемой на сеть трехфазной системы, о.е.

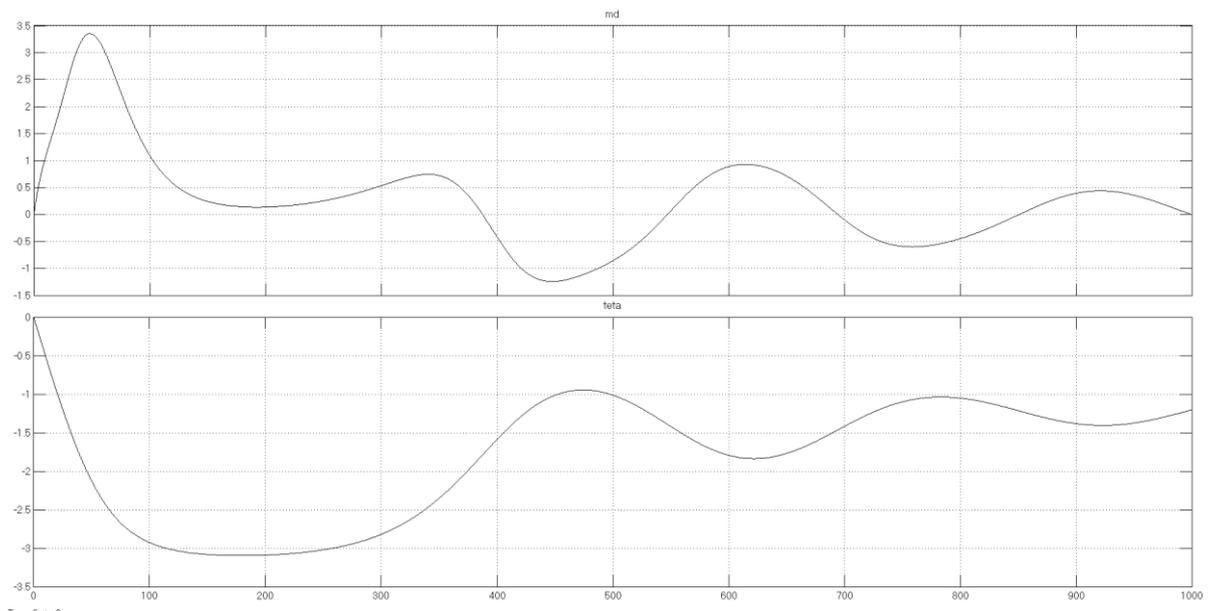
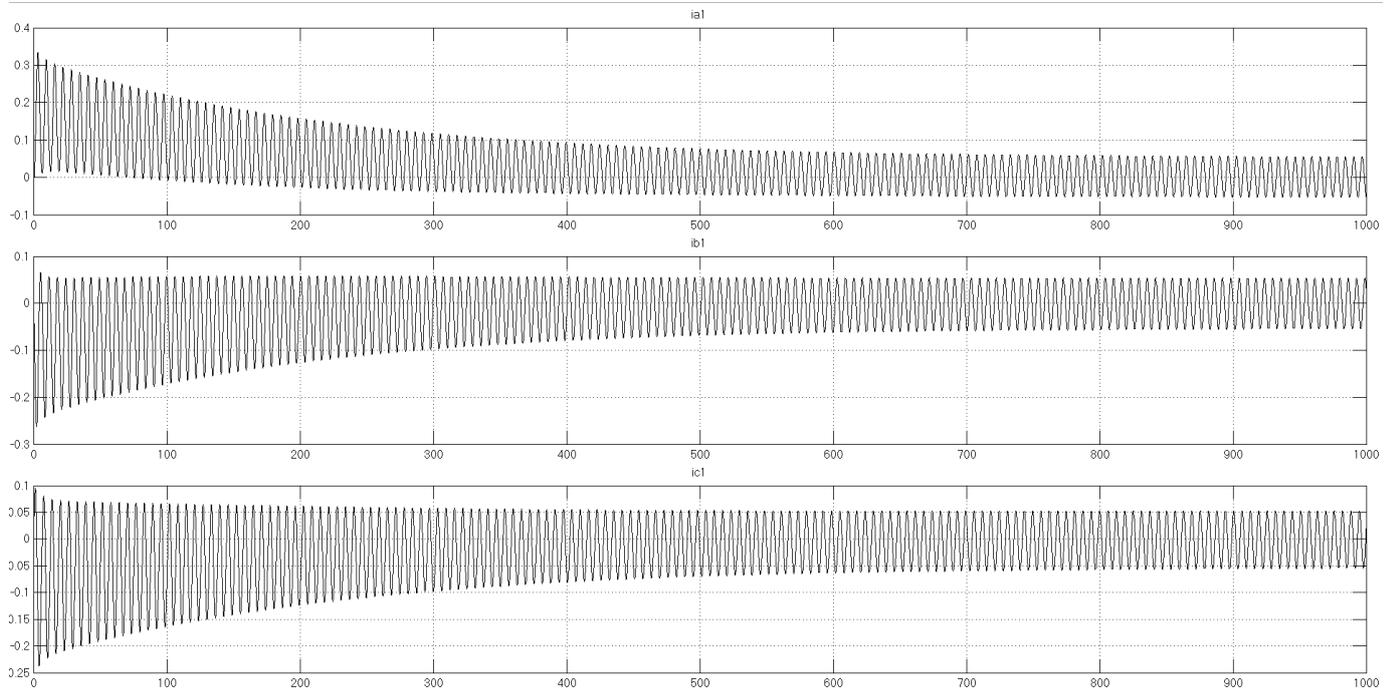
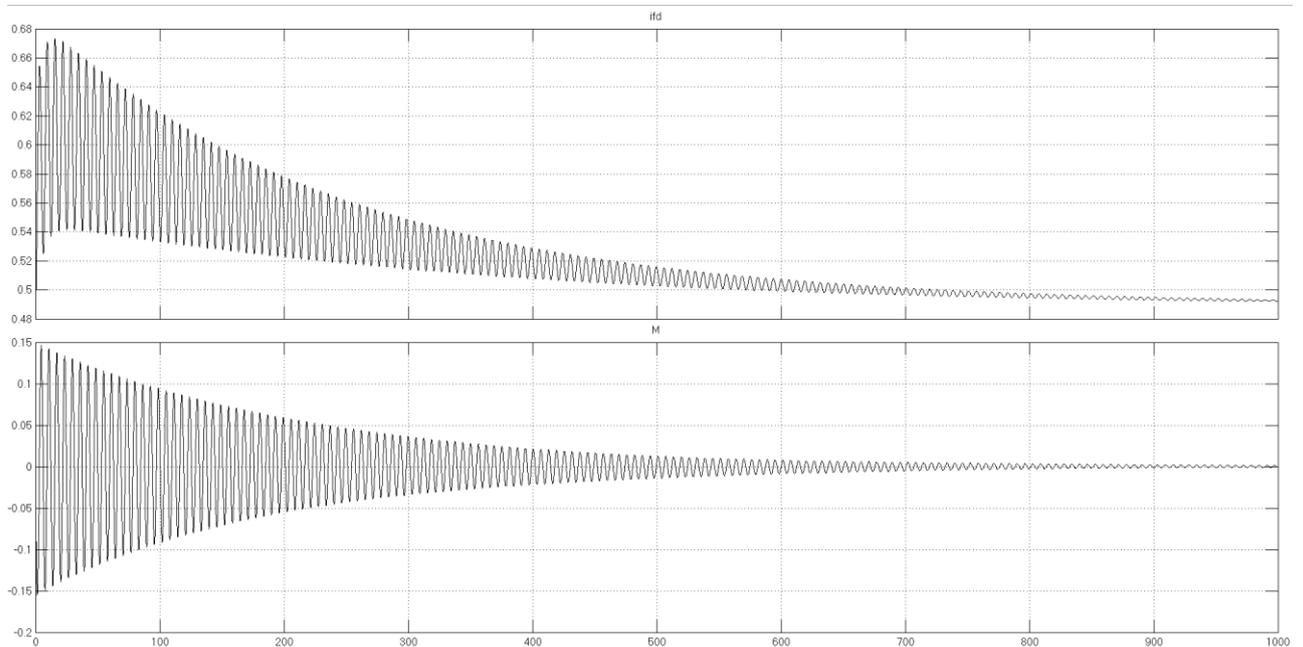


Рисунок Д.9.2 – Электромагнитный момент и угол нагрузки, о.е.

Д.10 Включение на сеть первой трехфазной системы при $U_c=0,95$ о.е.**Рисунок Д.10.1 – Фазные токи включаемой на сеть трехфазной системы, о.е.****Рисунок Д.10.2 – Ток возбуждения и электромагнитный момент, о.е.**