АКАДЕМИЯ НАУК СССР

Л.Р. НЕЙМАН,
С.Р. ГЛИНТЕРНИК, А.В. ЕМЕЛЬЯНОВ,
В.Г. НОВИЦКИЙ

ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧА ПОСТОЯННОГО ТОКА КАК ЭЛЕМЕНТ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

А К А Д Е М И Я Н А У К С С С Р

ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ
ГОСУДАРСТВЕННОГО КОМИТЕТА СОВЕТА МИНИСТРОВ СССР
ПО АВТОМАТИЗАЦИИ И МАШИНОСТРОЕНИЮ

Л. Р. НЕЙМАН, С. Р. ГЛИНТЕРНИК, А. В. ЕМЕЛЬЯНОВ,
В. Г. НОВИЦКИЙ

ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧА ПОСТОЯННОГО ТОКА КАК ЭЛЕМЕНТ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ НАУК СССР
МОСКВА 1962 ЛЕНИНГРАД

АННОТАЦИЯ

В монографии изложены результаты теоретических и экспериментальных исследований работы электропередачи постоянного тока и ее преобразователей, рассматриваемых как составные части энергических систем. Рассмотрены энергетические характеристики преобразователей, электромагнитные процессы в преобразователях при симметрии и не симметрии напряжений трехфазной сети, методы расчета режимов систем, содержащих электропередачу постоянного тока, статические и динамические характеристики электропередачи постоянного тока как элемента энергетических систем, вопросы статической и динамической устойчивости сложной системы, содержащей электропередачу постоянного тока, и некоторые вопросы повышения надежности и эффективности работы электропередач постоянного тока в энергических системах.

Монография рассчитана на научных работников и инженеров, работающих в области преобразовательной техники, передачи электрической энергии и электроэнергетических систем.

Под редакцией чл.-корр. АН СССР
Л. Р. НЕЙМАНА

ПРЕДИСЛОВИЕ

Осуществление полной электрификации СССР, намеченное в программе КПСС, является основой быстрого развития энергетики страны и технического прогресса всего народного хозяйства. Оно явится претворением в жизнь знаменитой формулы В. И. Ленина: «Коммунизм — это есть Советская власть плюс электрификация всей страны». Среди многочисленных задач, входящих в проблему полной электрификации, например, задач, связанных с выбором типа и размещением электростанций, созданием уникального крупного оборудования, осуществлением широко разветвленных электрических сетей, электроснабжением предприятий и населенных районов, электрификацией транспорта, разработкой систем автоматического управления и т. д., имеют исключительно важное значение задачи, связанные с созданием мощных электропередач высокого и сверхвысокого напряжения переменного и постоянного тока. При этом электропередачи постоянного тока явятся принципиально новыми и весьма ответственными звеньями будущей единой энергетической системы СССР.

До сих пор основное внимание, естественно, обращалось на вопросы разработки самой электропередачи постоянного тока и ее основных элементов оборудования. Однако в связи с включением в недалеком будущем таких электропередач в единую энергетическую систему приобретают большую важность все вопросы взаимодействия их с энергосистемами и электропередачами переменного тока, достижения при этом максимального технико-экономического эффекта и высокой надежности работы всей сложной объединенной электропередачами разного рода тока электрической системы.

Исследование этих вопросов являлось одним из основных направлений работ Ленинградской энергетической лаборатории имени М. А. Шателена Энергетического института имени Г. М. Кржижановского Академии наук СССР. Исследования были организованы и проводились под научным руководством одного из авторов настоящей монографии, чл.-корр. АН СССР Л. Р. Неймана. Авторы монографии были основными участниками этих работ. Исследования велись в тесном содружестве с Институтом электромеханики Академии наук СССР, руководимым академиком М. П. Костенко. В настоящее время все эти исследования ведутся в Институте электромеханики Государственного комитета по автоматизации и машиностроению.

Материал, включенный в монографию, представляет итоги наиболее завершенных исследований, выполненных авторами в последние годы. Естественно, он не может охватить полностью всей чрезвычайно сложной и новой задачи. Вместе с тем этот материал впервые освещает во взаимно связанном виде разные важные стороны задачи и, как мы надеемся, может служить основой для дальнейших разработок. В этой новой области ведутся исследования также и в других научных организациях. Значительное количество работ выполнено в Научно-исследовательском институте постоянного тока Союзглавэнерго при Госплане СССР; ряд исследований

проведен в высших учебных заведениях: в Ленинградском политехническом институте им. М. И. Калинина, Львовском, Свердловском, Куйбышевском и Томском политехнических институтах, в Московском энергетическом институте; ряд исследований выполнен во Всесоюзном электротехническом институте им. В. И. Ленина, в Энергетическом институте им. Г. М. Кржижановского, в Энергетических институтах академий наук Узбекской и Киргизской ССР и в Транспортно-энергетическом институте Сибирского отделения Академии наук СССР. Работы, выполненные в различных организациях, отмечены в перечне литературы.

Монография, имеющая своей задачей рассмотрение указанного выше определенного круга вопросов, конечно, не охватывает и не должна охватывать все многочисленные важные задачи, входящие в проблему передачи энергии постоянного тока высокого напряжения, такие, например, как разработка, проектирование и создание мощных высоковольтных вентилей, выключателей постоянного тока и другого специфического оборудования электропередачи, разработка конкретных систем автоматического управления, исследование специальных вопросов сверхвысокого постоянного напряжения и т. д. В этих работах принимает участие ряд научных, проектных и промышленных организаций. Результаты этих работ реализованы в созданной электропередаче постоянного тока Кашира—Москва и реализуются в сооружаемой электропередаче постоянного тока Волгоград—Донбасс и в проектах будущих мощных электропередач.

Следует отметить, что к проблеме передачи электроэнергии постоянного тока привлечено внимание и за рубежом — создана электропередача постоянного тока в Швеции с материка на остров Готланд; завершено сооружение электропередачи через Ламанш между Англией и Францией; разработаны проекты ряда возможных электропередач постоянного тока в различных странах, например, в Новой Зеландии для связи между Южным и Северным островами, в Италии для связи с островом Сардиния; обсуждаются проекты сооружения электропередач постоянного тока в США, в Канаде и в Японии.

Вопросы, рассмотренные в настоящей монографии, относятся в основном к проблеме передачи электроэнергии постоянного тока. Однако многие из них, например, вопросы о работе преобразователей при несимметрии трехфазного напряжения, о работе преобразователей с конденсаторами в их главной цепи и ряд других представляют интерес и для многочисленных других областей применения преобразовательной техники. Многие вопросы, рассмотренные в монографии, относятся к более общим вопросам расчета режимов и анализа статической и динамической устойчивости сложных электрических систем.

Работа по написанию монографии распределялась между авторами следующим образом: Л. Р. Нейманом выполнено научное редактирование всей монографии и написаны первая и десятая главы, причем § 60 этой последней главы составлен им совместно с А. В. Емельяновым; С. Р. Глинтерником написаны третья, четвертая, шестая и седьмая главы; А. В. Емельяновым — вторая и пятая главы; В. Г. Новицким — восьмая глава; девятая глава написана совместно С. Р. Глинтерником и В. Г. Новицким.

Авторы приносят свою глубокую благодарность доктору технических наук В. В. Болотову и кандидату технических наук И. А. Глебову, просмотревшим рукопись монографии и сделавшим ряд полезных замечаний.

Глава I

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПРИ РАЗВИТИИ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ И НАУЧНЫЕ ЗАДАЧИ

§ 1. Области применения электропередач постоянного тока в единой энергетической системе

Последовательное развитие и объединение отдельных энергетических систем завершится созданием единой энергетической системы (ЕЭС) СССР, которая явится высшей формой решения проблемы полной электрификации страны при максимальных темпах, минимальных затратах и на наиболее высоком техническом уровне, полностью реализующей преимущества социалистической плановой системы народного хозяйства и открывающей широкую возможность использования последних достижений науки и техники и дальнейших научных открытий. Из всех многочисленных задач, входящих в проблему полной электрификации, одной из важнейших является задача создания единой электрической сети, которая должна объединить все основные генерирующие устройства страны с потребителями электрической энергии.

Совершенно очевидной является необходимость разработать и принять определенную научную концепцию создания этой грандиозной электрической сети, так как этим определяются пути развития многих отраслей промышленности. Всю задачу создания электрической сети единой энергетической системы можно подразделить на две равно важные задачи: создание распределительных сетей низкого и среднего напряжения и создание линий электропередач высокого и сверхвысокого напряжения.

Первая из них имеет своей целью доставить дешевую электроэнергию по возможности ко всем потребителям от крупных электростанций и от единой энергетической системы, вытесняя всюду, где это экономически целесообразно, мелкие мало экономичные электрические станции. Без решения этой задачи немыслимо осуществление сплошной электрификации. Это потребует затраты огромного количества проводов из цветного металла, а следовательно, и развития соответствующих отраслей металлургии и электропромышленности. С рациональным осуществлением распределительных сетей низкого и среднего напряжения связан ряд отдельных научно-технических вопросов: правильный выбор сетки стандартных напряжений, правильный выбор структуры сетей и др. Вопросы, рассматриваемые в настоящей монографии, могут получить некоторый интерес и при решении этого круга задач, например, при создании глубоких кабельных вводов постоянного тока в густонаселенные и промышленные центры. Осуществление этой первой задачи является по времени первоочередным ввиду имеющегося отставания в развитии распределительных сетей.

Вторая отмеченная выше задача — создание линий электропередач высокого и сверхвысокого напряжения, хотя и будет рассматриваться последовательно в более поздние периоды времени, но она требует к себе самого пристального внимания уже теперь, так как эта задача, как и задачи в любой другой области техники, связанные с достижением предельных параметров, включает в себя наиболее сложные научные вопросы, требующие для своего решения использования последних достижений физики, химии, математики, электроники, автоматики, металлургии. Линии электропередач высокого и сверхвысокого напряжения должны явиться главными связями как внутри отдельных энергетических систем, так и между ними, объединяя их в единую энергетическую систему СССР. Исключительно большое народнохозяйственное значение сооружения таких линий электропередач является следствием той высокой экономической эффективности, которая достигается созданием единой энергетической системы.

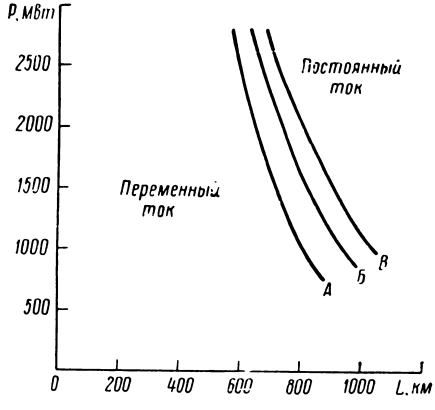


Рис. 1. Области применения мощных электропередач переменного и постоянного тока.

Анализ факторов, определяющих эту эффективность, выполненный в ряде организаций, дал возможность определить ориентировочно наиболее важные направления линий электропередач будущей единой энергетической системы [18, 23]. Здесь прежде всего возникает вопрос о разграничении экономических областей применения электропередач переменного и постоянного тока, так как решение его необходимо для выработки упомянутой выше определенной научной концепции создания будущей единой электрической сети. Этому вопросу посвящен ряд исследований и разработок как у нас, так и за рубежом. Наиболее полно методика его решения для воздушных линий передач разработана в Институте электромеханики [22]. На рис. 1 показано полученное на основании этой методики разделение областей применения мощных электропередач переменного и постоянного тока в случаях, когда линии передач не имеют ответвлений (кривая *А*), при одном ответвлении мощностью 500 *Мвт* (кривая *Б*) и при двух ответвлениях мощностью каждое 500 *Мвт* (кривая *В*), делящих линию передачи на равные участки. При больших мощностях и главным образом при больших длинах преимущество имеют линии электропередач постоянного тока, при меньших мощностях и длинах — преимущество за линиями электропередач переменного тока. Это понятно, так как при одинаковой мощности единица длины линии электропередачи при постоянном токе дешевле, чем при переменном, а концевые подстанции в настоящее время оказываются при постоянном токе дороже, чем при переменном, так как при постоянном токе требуется создание преобразовательных устройств на подстанциях. Последнее обстоятельство удорожает и промежуточные подстанции, вследствие чего наличие ответвлений отодвигает границу областей в пользу переменного тока.

Абсолютные значения мощностей и длин электропередач, определяющих границу областей применения переменного и постоянного тока, несколько различаются у разных авторов, но общее заключение сводится к тому,

что при длинах, превышающих 1000 *км*, наступает область явного экономического преимущества электропередач постоянного тока.

Вследствие большой протяженности нашей страны и вследствие неравномерности между размещением топливно-энергетических ресурсов, а также сырьевых и трудовых ресурсов страны значительное количество линий электропередач будущей единой энергетической системы оказывается по длине и мощности в зоне экономического преимущества постоянного тока. В виде примера можно привести электропередачу Центральная Сибирь—Урал, обеспечивающую передачу в Европейскую часть СССР электроэнергии от электростанций на дешевых канско-ачинских углях открытой добычи и реализующую крупный экономический эффект от объединения энергетических систем Сибири и Европейской части СССР, связанный со значительным различием в поясном времени и, соответственно, со снижением максимума нагрузки объединения по сравнению с суммой максимумов нагрузок необъединенных систем. Сопоставление варианта перевозки кузнецкого угля по железной дороге с передачей электроэнергии из Центральной Сибири на Урал показывает, что все дополнительные капитальные вложения, связанные с сооружением электропередачи, окупаются за счет удешевления электроэнергии, передаваемой по линии электропередачи на Урал, при линии переменного тока напряжения 700 *кв* в два-три года. При сооружении же этой линии на постоянном токе при напряжении $\pm$700 *кв* получается экономия и на капитальных затратах и на текущих издержках, т. е. электропередача постоянного тока характеризуется наибольшей эффективностью. При мощности порядка 10 млн *квт* и числе часов использования 7000 ч. в год общая экономия на капиталовложениях составит при этом около 400 млн руб., и, кроме того, экономия на ежегодных издержках будет порядка 100 млн руб. в год. Этот пример ярко показывает большое народнохозяйственное значение полного решения проблемы передачи электрической энергии постоянного тока высокого напряжения.

Передача большого количества энергии из Сибири на Урал потребует создания новых линий также между Уралом и Центром Европейской части СССР, чем будет обеспечен как бы глубокий ввод сибирской энергии в Европейскую часть СССР, а также будет достигнута экономия в резервной мощности, необходимой на случай аварийного выпадения части мощности, передаваемой из Сибири. Чтобы такое аварийное выпадение не приводило к выпадению также связи Урала с Центром, целесообразно одну из линий Урал—Центр выполнить на постоянном токе. Здесь будет использовано важное техническое свойство электропередач постоянного тока — отсутствие проблемы устойчивости совместной работы связываемых ими энергосистем переменного тока.

Рассмотрение возможных электропередач показывает, что бесспорно большие экономические преимущества будет иметь передача постоянного тока Салехард—Центр от Нижне-Обской ГЭС в Центр Европейской части СССР. Следует ожидать высокого экономического эффекта при сооружении на постоянном токе передачи из района Бухары от тепловых станций на естественном газе на Урал [1] наряду с передачей газа по трубопроводам, а также, возможно, и передач из Донбасса на Запад, в Центр и на Кавказ и из Центральной Сибири на Дальний Восток.

Таким образом определяется следующая принципиальная научная концепция создания электрической сети единой энергетической системы СССР: линии электропередач постоянного тока сверхвысокого напряжения 1200—1500 *кв* должны образовать как бы становой хребет всей системы; одно целое с ними должна составлять более разветвленная система мощных

линий электропередач переменного тока высокого напряжения порядка 500—750 *кв*; от подстанций этих электропередач постоянного и переменного тока должны нести энергию потребителям широко разветвленные распределительные сети среднего и низкого напряжения; в отдельных отдаленных районах могут существовать, где это экономически целесообразно, энергосистемы с распределительными сетями, не объединенные в ближайший период с единой энергетической системой, но проектируемые с учетом последующего их объединения с единой энергетической системой.

Из этой концепции, логически вытекающей из исследований многочисленных авторов, следует большое значение электропередач постоянного тока, которое они должны иметь в единой энергетической системе.

Наряду с указанной выше обширной областью применения электропередач постоянного тока весьма большой мощности и протяженности существуют и другие области несомненного преимущества передач постоянного тока. Таковым является случай, когда необходимо осуществить передачу электрической энергии через широкие водные преграды с помощью подводной кабельной линии. При этом уже при длине в несколько десятков километров передача постоянного тока оказывается выгоднее передачи переменного тока вследствие того, что кабель постоянного напряжения получается значительно дешевле кабеля переменного напряжения. Примерами являются электропередача постоянного тока в Швеции с материка на остров Готланд и электропередача через Ламанш, которая соединила энергосистемы Франции и Англии [50, 53].

Другой областью преимущества электропередач постоянного тока могут быть электропередачи в горных районах, особенно когда есть возможность прокладки кабеля по существующим автодорожным туннелям, избегая тем самым необходимости преодоления горных перевалов. Но и воздушная линия электропередачи постоянного тока имеет при этом ряд преимуществ, в частности, благодаря более легкому прохождению в узких ущельях вследствие меньших своих габаритов по сравнению с линией электропередачи переменного тока [17, 25]. Кабельные линии постоянного тока могут быть весьма полезны для осуществления глубоких вводов линий электропередач в крупные города и промышленные центры.

В соответствии с вышеизложенным является важным исследовать процессы в энергетических системах, содержащих электропередачи постоянного тока, а также и характеристики самих электропередач постоянного тока как элементов этих энергетических систем. Это и составляет предмет настоящей монографии.

§ 2. Основные технические характеристики электропередач постоянного тока как элементов энергосистем

Приведенные в предыдущем параграфе соображения об областях применения электропередач постоянного тока являются главным образом итогом экономического сопоставления электропередач разного рода тока, а также экономического сопоставления передачи электроэнергии по проводам с другими видами транспорта энергии. Вместе с тем электропередачи постоянного тока обладают также рядом технических преимуществ по сравнению с передачами переменного тока.

Технические характеристики электропередачи постоянного тока, рассматриваемой в целом, естественно связаны с техническими параметрами

и свойствами основных элементов преобразовательных подстанций: вентилей, выключающих устройств, трансформаторов, устройств для компенсации реактивной мощности, систем автоматического управления и регулирования, устройств защиты от перенапряжений, а также с техническими характеристиками основных элементов линии электропередачи: опор, изоляторов и проводов — в случае воздушной линии, кабеля и соединительных муфт — в случае кабельной линии. Ряд вопросов, относящихся к техническим данным основных элементов электропередачи постоянного тока, будет затронут в последней главе в связи с рассмотрением общего вопроса обеспечения надежности работы электропередачи и повышения ее мощности. Технические данные элементов электропередач постоянного тока приведены в литературе [58—78], в частности, в специальном обзорном издании [26] и в докладах на научно-техническом совещании по перспективам применения электропередач постоянного тока в СССР [24, 71].

Вместе с тем технические характеристики электропередачи постоянного тока, рассматриваемой в целом, определяются в существенной мере также взаимодействием всех ее элементов. Сюда относится важный вопрос правильного выбора главной и всех вспомогательных схем электропередачи. Некоторые относящиеся сюда вопросы будут затронуты в последующих главах монографии, ряд из них рассмотрен в литературе.

В соответствии с задачей настоящей монографии здесь мы остановимся только на тех основных технических характеристиках всей электропередачи постоянного тока, которые определяют ее работу совместно с энергосистемами и линиями электропередач переменного тока.

Одним из существенных моментов является отсутствие необходимости синхронной работы энергосистем, соединяемых линией электропередачи постоянного тока, если между этими системами нет других связей, осуществленных на переменном токе. Это обстоятельство позволяет осуществить независимое регулирование частоты в системах, объединенных электропередачей постоянного тока. Вместе с тем сама электропередача постоянного тока может быть использована путем воздействия через нее одной более мощной энергосистемы на другую меньшей мощности с целью поддержания частоты в последней на должном уровне. С этой целью должна автоматически регулироваться мощность электропередачи постоянного тока по отклонению частоты в регулируемой системе от номинального значения.

Отсутствие необходимости синхронной работы двух энергосистем переменного тока, соединенных линией электропередачи постоянного тока, снимает проблему устойчивости совместной работы этих систем. Это значительно повышает надежность работы всего объединения. Более того, как будет показано в восьмой и девятой главах, оказывается возможным повысить устойчивость энергосистем переменного тока, к которым примыкает линия электропередачи постоянного тока, введя специальное автоматическое регулирование последней по параметрам режима системы переменного тока.

Все эти новые возможности повысить качество и надежность работы сложных объединенных энергосистем являются результатом весьма малой инерционности регулирования электропередачи постоянного тока, осуществляемого путем воздействия на управляющие сетки вентилей. Быстродействие сеточного регулирования обеспечивает также автоматическое ограничение токов короткого замыкания при аварийных процессах в одном из концов электропередачи или в самой линии электропередачи.

Вследствие этого аварийные процессы в энергосистеме переменного тока на одном конце электропередачи постоянного тока практически не отражаются на работе энергосистемы на другом ее конце.

При отсутствии ответвлений от линии электропередачи постоянного тока не требуется выключателей в конце и в начале линии электропередачи на высоком напряжении. Роль выключателей и притом с высоким быстродействием могут в этом случае выполнять управляемые вентили преобразователей. Быстродействие сеточного регулирования позволяет осуществлять автоматические повторные включения электропередачи практически в неограниченном количестве.

Весьма существенным качеством электропередач постоянного тока является возможность создания их на весьма высокие напряжения. Тенденция к повышению напряжения электрических сетей наблюдается во всей мировой практике. Анализ технико-экономической целесообразности применения того или иного напряжения для линий электропередач переменного тока различных мощностей и длин, выполненный в лаборатории электрических систем Энергетического института им. Г. М. Кржижановского, показал, что для многих линий электропередач переменного тока будущей единой энергетической системы целесообразно применение напряжения 600, 700 *кв* и выше. Электропередачи постоянного тока могут быть осуществлены при тех же технических средствах еще на большее напряжение между проводами. Уже сооружаемая электропередача постоянного тока Волгоград—Донбасс мощностью 750 *Мвт* будет иметь напряжение между проводами 800 *кв* ($\pm$ 400 *кв* относительно земли). Последующие электропередачи постоянного тока будут иметь напряжение 1200—1500 *кв* ($\pm$600, $\pm$750 *кв*), а возможно и выше. В этом одно из существенных преимуществ таких электропередач.

Другим важным достоинством электропередач постоянного тока является возможность их осуществления при мощности порядка 4—6 млн *квт* на цепь, так как здесь нет ограничения по устойчивости связываемых электропередачей энергосистем. Такая возможность весьма ценна для решения указанной в предыдущем параграфе задачи создания единой электрической сети. При переменном токе такая мощность на одну цепь не может быть экономически обеспечена.

Следует отметить, что одноцепная линия электропередачи постоянного тока в отношении надежности эквивалентна двухцепной линии электропередачи переменного тока ввиду возможности временной работы электропередачи постоянного тока с возвратом тока через землю при повреждении одной полуцепи.

Значительно проще и дешевле получается сама линия электропередачи постоянного тока по сравнению с линией электропередачи переменного тока, особенно при кабельном варианте. Вместе с тем сложнее и дороже оказываются концевые и промежуточные подстанции электропередачи постоянного тока. Последнее относится также и к выключающим устройствам. Поэтому электропередачи постоянного тока целесообразно осуществлять без ответвлений или с малым количеством ответвлений. При необходимости иметь большое число ответвлений преимущество оказывается на стороне электропередач переменного тока.

Таким образом, электропередачи постоянного тока обладают рядом весьма ценных, свойственных только им технических характеристик. Это должно обеспечить высокое качество работы единой энергетической системы, содержащей наряду с электропередачами переменного тока также значительное количество электропередач постоянного тока.

§ 3. Научные задачи в области совместной работы электропередач постоянного тока и энергетических систем переменного тока

Большое значение электропередач постоянного тока, которое они должны приобрести при развитии энергетических систем уже в сравнительно близкий период времени, требует обстоятельного изучения их работы в сложных энергосистемах. Так как практически еще нет опыта эксплуатации таких сложных систем, то основными путями изучения должны явиться теоретический анализ и экспериментальное исследование на модельных установках.

Теория электромагнитных процессов в преобразовательных установках разработана в трудах многих авторов [79—120 и др.]. Вместе с тем по мере необходимости решения новых все более и более сложных задач возникает необходимость в усложнении этой теории с учетом новых факторов. Так, например, повышение надежности работы преобразователя с помощью предложенного нами группового (последовательно-параллельного) соединения вентилей предъявляет требование учесть в теории электромагнитных процессов влияние анодных реакторов, индуктивность которых составляет около 6—10% от индуктивности контура коммутации. Приближение анализа процессов в преобразователях к реальным условиям, которые будут иметь место при коротких замыканиях в приемной или отправной энергосистемах, требует теоретического изучения процессов в преобразователях при различной степени несимметрии напряжения в трехфазной цепи, так как короткие замыкания в этой цепи, как правило, являются несимметричными. Углубление теории в указанных направлениях выполнено во второй и в пятой главах, в которых сформулированы соответствующие рекомендации.

Весьма важным для работы электропередач постоянного тока в энергосистемах является вопрос о компенсации реактивной мощности преобразователей этих электропередач. Применение конденсаторов для компенсации реактивной мощности преобразователей в последнее время получает все большее признание вследствие их меньшей стоимости, значительно меньших потерь энергии и простоты эксплуатации по сравнению с синхронными компенсаторами. Еще в 30-х годах был предложен и разработан ряд схем, в которых для компенсации реактивной мощности использовались конденсаторы, работающие при двойной или при тройной частоте. Такие схемы с так называемой искусственной коммутацией предлагались и позднее [121, 127, 137]. Однако в настоящее время подобные схемы невозможно применять для электропередач постоянного тока из-за утяжеления условий работы вентилей вследствие возрастания напряжения на них и сильных искажений формы кривых напряжения. В последние годы основное внимание уделялось таким схемам, в которых конденсаторы работают при нормальной частоте тока и напряжения. В настоящее время в СССР принят метод компенсации с помощью статических конденсаторов, включенных параллельно главной цепи переменного тока преобразователей. Соответственно, в третьей главе расширена теория электромагнитных процессов в преобразователях с учетом таких конденсаторов и даны на ее основе рекомендации по выбору соотношений параметров элементов компенсирующего устройства. В четвертой главе выполнен теоретический анализ процессов в преобразователях при последовательном включении конденсаторов в их главную цепь. При таком включении инвертор приобретает высокую устойчивость при симметричных аварийных процессах в трехфазной цепи и при аварийных процессах в цепи выпрямленного тока. Сочетание последовательно и параллельно включенных конденса-

торов делает схему весьма сложной для анализа. Приближенный метод анализа процессов в такой схеме основан на допущении прямолинейного характера коммутации тока в вентилях [84]. Этот метод может оказаться полезным и в других случаях.

Наряду с углублением теории в указанных направлениях, позволяющим выявить существенно новые детали явления, возникает противоположная задача отыскать упрощенные методы анализа, позволяющие с достаточной точностью определить те или иные главные стороны явления, не вдаваясь в отдельные его детали. Такая задача сразу возникает при попытке рассматривать весьма сложную систему, состоящую из электропередачи постоянного тока, электропередачи переменного тока и нескольких связываемых ими энергетических систем с учетом всех основных регулирующих устройств. Очевидно, при этом необходимо заменить электропередачу постоянного тока некоторым ее упрощенным эквивалентом, который обладает аналогичными существенными для изучения данного вопроса характеристиками. Такая задача выполнена во второй главе, в которой обоснована возможность замены для этих целей многомостового преобразователя эквивалентным ему одномостовым. Эта задача развита в шестой и седьмой главах, в которых получены на этой основе энергетические характеристики преобразователей, а также статические и динамические характеристики всей электропередачи в целом с учетом действия ее автоматических регуляторов.

Разработки, выполненные в этих главах, дают возможность исследовать в восьмой и девятой главах статическую и динамическую устойчивость сложной системы, включающей в себя электропередачи постоянного и переменного тока и связываемые ими энергосистемы переменного тока. При этом учитывается как действие автоматических регуляторов электропередачи постоянного тока, так и регуляторов генераторов электрических станций. В итоге исследования выявляется, в частности, отмеченная в предыдущем параграфе интересная возможность повысить устойчивость системы переменного тока с помощью специального регулирования электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока.

Исключительное значение имеет проблема обеспечения высокой надежности работы электропередач постоянного тока в единой энергетической системе. Некоторым вопросам, входящим в эту проблему, и рассмотрению ряда связанных с ними предложений посвящена десятая глава.

Новизна и сложность рассматриваемых задач, естественно, не дают возможности на данном этапе получить исчерпывающее их решение. Многие вопросы исследуются лишь в первом приближении, многие лишь только ставятся. Поэтому в заключительной главе формулируются основные задачи, подлежащие дальнейшему изучению.

Глава II

РЕЖИМЫ РАБОТЫ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

§ 4. Принципиальная схема неразветвленной элсктропередачи постоянного тока

Электропередача постоянного тока высокого напряжения состоит из линии передачи и концевых преобразовательных устройств. На рис. 2 изображена принципиальная схема главной цепи электропередачи постоянного тока, у которой преобразовательные устройства состоят из восьми преобразовательных мостов. Трансформаторы преобразовательных мостов на стороне энергосистемы переменного тока обычно соединены параллельно, а все мосты на стороне постоянного тока — последовательно. Средние точки между преобразовательными мостами как на выпрямительной, так и на инверторной подстанциях могут быть заземлены, что приводит к разделению электропередачи постоянного тока на две независимые полуцепи. На рис. 2 каждая полуцепь имеет на концах по четыре преобразовательных моста. При заземленных средних точках процессы в каждой из этих полуцепей можно рассматривать отдельно.

Для уменьшения гармоник в линии электропередачи постоянного тока, а также для уменьшения скорости нарастания выпрямленного тока при аварийных процессах по концам линии электропередачи устанавливаются линейные реакторы с большой индуктивностью.

Для уменьшения гармоник в цепях переменного тока обмотки трансформаторов одной части преобразовательных мостов на подстанции соединены по схеме Y/Y-12, а другой части — по схеме Δ/Y-11. Напряжения на обмотках трансформаторов двух преобразовательных мостов при этом оказываются сдвинутыми между собой на 30 электрических градусов, в результате чего два трехфазных преобразовательных моста с разными группами соединения трансформаторов при одновременной работе создают такие же гармоники в сети переменного тока и в цепи выпрямленного тока, как двенадцатифазный преобразователь. Поэтому в каждой полуцепи целесообразно иметь четное число преобразовательных мостов. Так как электромагнитные процессы во всех преобразовательных мостах с одинаковыми схемами соединения обмоток трансформаторов и работающих в установившемся режиме с одинаковыми углами зажигания α протекают одинаково, то все преобразовательные мосты с одинаковыми схемами соединения обмоток трансформаторов могут быть замещены одним преобразовательным мостом эквивалентной им мощности. Следовательно, имея преобразовательные мосты с двумя разными схемами соединения обмоток трансформаторов, нет необходимости при исследовании установившихся режимов рассматривать электромагнитные процессы во всех преобразова-

тельных мостах, а достаточно рассмотреть их в двухмостовом преобразователе. Схема двухмостового преобразователя приведена на рис. 3.

Рассмотрим условия, при которых можно заместить многомостовую преобразовательную подстанцию двухмостовым преобразователем. Для того чтобы при замене всех преобразовательных мостов одним двухмостовым преобразователем напряжение и ток в линии электропередачи постоянного тока остались неизменными, необходимо увеличить напряжение на обмотках трансформаторов, к которым присоединены вентили, во столько раз, во сколько уменьшено общее число мостов. Например, при замещении четырех преобразовательных мостов одной полуцепи электропередачи постоянного тока двумя мостами напряжение на обмотках трансформаторов эквивалентных мостов следует увеличить в два раза. Для того чтобы при замене всех мостов одним эквивалентным двухмостовым преобразователем остались неизменными углы коммутации, а следовательно, и гармоники токов и напряжений в системе переменного тока, необходимо увеличить сопротивления контуров коммутации во столько раз, во сколько уменьшено общее число мостов. Например, при замене четырех преобразовательных мостов двумя сопротивления контуров коммутации нужно увеличить в два раза.

При выполнении этих условий характеристики эквивалентного двухмостового преобразователя в установившемся режиме будут такими же, как и у реального многомостового преобразователя.

§ 5. Исходные положения и особенности анализа электромагнитных процессов в ионных преобразователях

Энергетическая система, к которой присоединен мощный преобразователь, состоит из большого числа мощных генераторов, трансформаторов и устройств, потребляющих энергию, электрически связанных между собой линиями электропередач. На работу преобразователя, присоединенного к такой сложной системе, влияют все элементы системы. Будем считать, что э. д. с. всех параллельно работающих генераторов и двигателей можно заменить одной эквивалентной системой э. д. с., а все сопротивления трансформаторов, линий и генераторов в каждой фазе можно заменить эквивалентными сопротивлениями. Нахождение точных величин эквивалентных э. д. с. и сопротивлений системы является достаточно сложной задачей, и здесь этот вопрос не рассматривается. Будем считать, что эти величины нам известны.

Пусть трехфазный двухмостовой преобразователь (рис. 3) питается от трехфазной системы симметричных синусоидальных э. д. с. e_A, e_B и e_C, которые отделены от шин преобразовательной подстанции индуктивными сопротивлениями x_s. Эти э. д. с. и индуктивные сопротивления есть эквивалентные величины, которые мы считаем заданными.

При анализе электромагнитных процессов в мощных высоковольтных преобразователях, присоединенных к мощным энергосистемам, можно не учитывать активных сопротивлений их главной цепи на стороне системы переменного тока. Индуктивные сопротивления рассеяния обмоток трансформаторов будем считать приведенными ко вторичным обмоткам. Условимся первичными называть обмотки, присоединенные к шинам переменного тока, а вторичными — обмотки, к которым присоединены вентили.

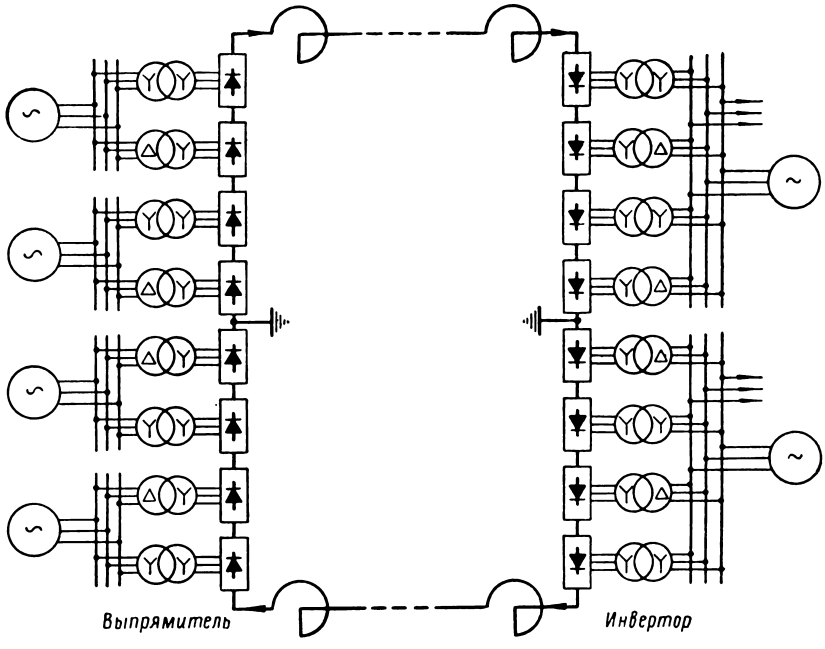


Рис. 2. Принципиальная схема главной цепи электропередачи постоянного тока.

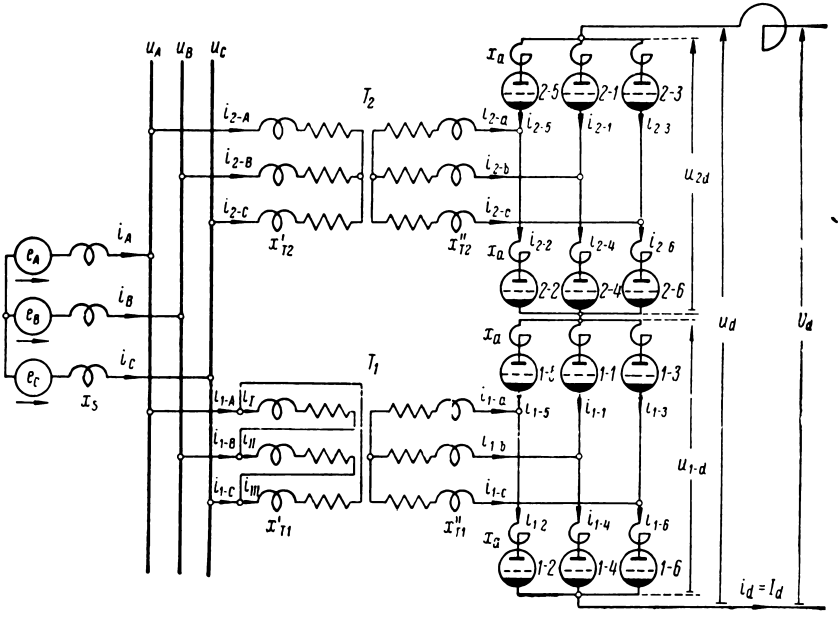


Рис. 3. Схема двухмостового преобразователя.

Полагаем, что трансформатор T_1 первого моста имеет обмотки, соединенные по схеме «треугольник—звезда», и коэффициент трансформации для фазных напряжений, равный $\sqrt{3}$, а трансформатор T_2 второго моста имеет обмотки, соединенные по схеме «звезда—звезда», и коэффициент трансформации, равный 1. При этом оба трансформатора имеют одинаковые коэффициенты трансформации для линейных напряжений. Принятые выше величины коэффициентов трансформации не нарушают общности выполненного ниже анализа, так как в случае других соотношений между числами витков первичных и вторичных обмоток величины токов и напряжений можно пересчитать с учетом действительных коэффициентов трансформации. Намагничивающими токами трансформаторов пренебрегаем.

Индуктивные сопротивления рассеяния первичных обмоток трансформаторов на рис. 3 обозначены через x'_{T1} и x'_{T2}, а индуктивные со-

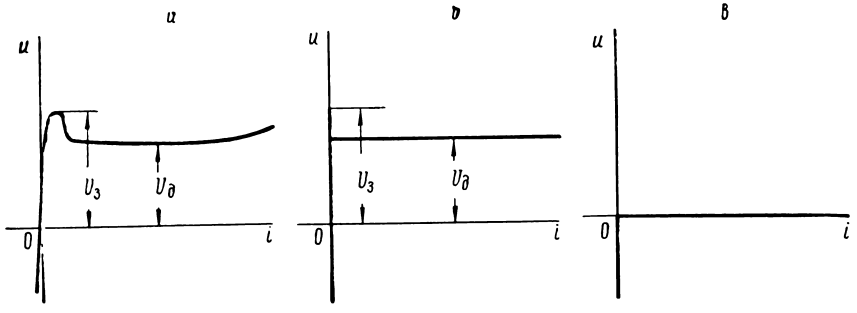


Рис. 4. Вольтамперная характеристика ионного вентиля и ее линейные апроксимации.

а — характеристика реального вентиля; *б*, *в* — апроксимированные характеристики вентиля с учетом и без учета напряжения зажигания и падения напряжения в дуге.

противления рассеяния вторичных обмоток — через x''_{T1} и x''_{T2}. Здесь и дальше индуктивные сопротивления даны для основной промышленной частоты 50 *гц*.

Каждый мост преобразователя состоит из шести ветвей (плеч) с ионными вентилями. Последовательно с каждым вентилем включен анодный реактор с индуктивным сопротивлением x_a. Анодные реакторы служат для подавления высокочастотных колебаний, возникающих в моменты зажигания и погасания вентилей. Вентили в преобразователях электропередачи постоянного тока являются управляемыми. На рис. 4,*а* изображена вольтамперная характеристика ионного вентиля, а на рис. 4,*б* ее апроксимация с учетом напряжения зажигания $U_з$ и падения напряжения в дуге вентиля $U_д$. Если пренебречь напряжением зажигания и падением напряжения в дуге вентиля, то характеристика вентиля принимает идеализированный вид, показанный на рис. 4,*в*, т. е. характеристика вентиля изображается двумя прямолинейными отрезками. Вентиль, обладающий такой характеристикой, а также свойством восстанавливать свою электрическую прочность сразу же после погасания, будем называть идеальным.

В случае мощных вентилей, предназначенных для передач постоянного тока, напряжение зажигания и падение напряжения в дуге вентиля весьма малы по сравнению с напряжениями на вторичных обмотках трансформаторов преобразователя, и в большинстве случаев их

можно не учитывать. Однако в преобразователях, рассчитанных не на столь высокое напряжение, эти величины могут существенно влиять на характеристики всей установки, и их необходимо учитывать. Поэтому при рассмотрении вопросов, представляющих интерес не только для передач постоянного тока, уравнения, описывающие процессы в преобразователях, должны быть составлены с учетом напряжения зажигания и падения напряжения в дуге вентилей. Для общности эти величины будут приняты во внимание.

Полагаем, что собственные емкости трансформаторов, вентилей и параметры делителей напряжения не влияют на изучаемые здесь основные электромагнитные процессы в главной цепи преобразователя. При анализе электромагнитных процессов пренебрегаем пульсациями выпрямленного тока, считая, что $i_d = I_d$, т. е. индуктивность сглаживающих линейных реакторов предполагаем бесконечно большой.

Замена реальных характеристик вентилей кусочно-линейными характеристиками приводит к тому, что в отдельные интервалы времени процесс описывается совокупностью линейных дифференциальных уравнений. Однако процесс в целом остается нелинейным, так как моменты перехода процесса в каком-либо нелинейном элементе с одного участка его характеристики на другой зависят от токов или напряжений в цепи.

Для каждого интервала времени, в котором процесс описывается совокупностью линейных дифференциальных уравнений, задача сводится к нахождению постоянных интегрирования, входящих в решения этих уравнений. Постоянные интегрирования определяются на основе решения, полученного для предыдущего интервала времени, т. е. на основе определения магнитных потоков или соответствующих им токов в индуктивных элементах и напряжений на конденсаторах в конце предыдущего интервала времени. Длительность отдельных интервалов ограничивается моментом, когда в одном из вентилей ток достигнет излома характеристики. Она также подлежит определению. В случае управляемых вентилей необходимо еще учитывать то обстоятельство, что для загорания вентилей недостаточно, чтобы анодное напряжение достигло потенциала зажигания, а требуется еще, чтобы на сетку было подано положительное отпирающее напряжение.

Аналитическое исследование существенно облегчается в том случае, когда процесс в целом является периодическим. При этом можно установить интервал повторяемости для отдельных токов или напряжений, который оказывается меньшим общего периода T процесса. Это существенно упрощает задачу. Значительное упрощение достигается, например, при анализе установившихся процессов в многофазных выпрямителях и инверторах при симметрии трехфазного напряжения, при этом интервал повторяемости может быть в зависимости от схемы преобразователя равен, например, $\frac{1}{3}T$, $\frac{1}{6}T$ или $\frac{1}{12}T$. Более сложным является случай несимметричного трехфазного напряжения, когда интервал повторяемости может быть равным половине периода этого напряжения.

Достаточно произвести расчет на протяжении одного интервала повторяемости, приравнивая значения токов в индуктивных ветвях и напряжений на конденсаторах в начале и в конце интервала.

Сложность решения заключается в том, что используя все вышеуказанные условия, мы приходим к совокупности трансцендентных уравнений, которые необходимо решать совместно. Иногда при боль-

ном числе отдельных интервалов внутри всего интервала повторяемости приходится искать решение методом последовательных приближений.

Анализ электромагнитных процессов в двухмостовом преобразователе без анодных реакторов впервые был выполнен М. Г. Шехтманом [116]. В настоящей главе все уравнения, описывающие электромагнитные процессы в двухмостовом преобразователе, получены с учетом анодных реакторов. Учет влияния индуктивностей анодных реакторов на основные процессы необходим, например, при рассмотрении работы преобразователей в режимах, близких к короткому замыканию на стороне постоянного тока; при исследовании работы вентилей при их параллельно-последовательном соединении и др. В последнем случае при пропуске зажигания в одной из параллельно соединенных цепочек вентилей в плече моста увеличивается эквивалентная индуктивность анодных реакторов в этом плече и вследствие этого возрастает индуктивность контура коммутации. Это обстоятельство необходимо учитывать и при расчете режимов преобразователя и при выборе параметров анодных реакторов.

На рис. 3 и далее всюду при написании уравнений принята следующая система индексов: если имеется два индекса, разделенных дефисом, то первая цифра указывает, к какому мосту преобразователя относится отмеченная индексом величина, следующая за дефисом буква или вторая цифра показывают, соответственно, к какой фазе или вентилю относится отмеченная индексом величина. Номера вентилей указывают принятую в работе очередность их зажигания внутри каждого преобразовательного моста. При рассмотрении процессов в одномостовом преобразователе первая цифра и стоящий за ней дефис опущены.

При написании уравнений вместо времени t введем пропорциональную времени величину $\vartheta = \omega t$, где $\omega = 2\pi f$ — угловая частота переменного тока частоты $f = 50$ *гц*, а вместо индуктивностей будем пользоваться индуктивными сопротивлениями, соответствующими этой частоте.

§ 6. Уравнения токов и напряжений

Для преобразователя, схема которого изображена на рис. 3, можно составить следующие уравнения.

На основании 1-го закона Кирхгофа:

$$\begin{gathered}
i_{1-1}+i_{1-3}+i_{1-5}=i_{1-2}+i_{1-4}+i_{1-6}=i_d=I_d;\\
i_{2-1}+i_{2-3}+i_{2-5}=i_{2-2}+i_{2-4}+i_{2-6}=i_d=I_d;\\
i_{1-a}=i_{1-2}-i_{1-5},\quad i_{1-b}=i_{1-4}-i_{1-1},\quad i_{1-c}=i_{1-6}-i_{1-3};\\
i_{2-a}=i_{2-2}-i_{2-5},\quad i_{2-b}=i_{2-4}-i_{2-1},\quad i_{2-c}=i_{2-6}-i_{2-3};\\
i_{1-A}=i_{\mathrm{I}}-i_{\mathrm{III}},\quad i_{1-B}=i_{\mathrm{II}}-i_{\mathrm{I}},\quad i_{1-C}=i_{\mathrm{III}}-i_{\mathrm{II}};\\
i_A=i_{1-A}+i_{2-A},\quad i_B=i_{1-B}+i_{2-B},\quad i_C=i_{1-C}+i_{2-C}.
\end{gathered} \tag{2,1}$$

Соотношения, определяемые коэффициентами трансформации трансформаторов:

$$\begin{gathered}
\sqrt{3}\,i_{\mathrm{I}}=i_{1-a},\quad \sqrt{3}\,i_{\mathrm{II}}=i_{1-b},\quad \sqrt{3}\,i_{\mathrm{III}}=i_{1-c};\\
i_{2-A}=i_{2-a},\quad i_{2-B}=i_{2-b},\quad i_{2-C}=i_{2-c};\\
u_{\mathrm{I}}=\sqrt{3}\,u_{1-a},\quad u_{\mathrm{II}}=\sqrt{3}\,u_{1-b},\quad u_{\mathrm{III}}=\sqrt{3}\,u_{1-c};\\
u_{2-A}=u_{2-a},\quad u_{2-B}=u_{2-b},\quad u_{2-C}=u_{2-c}.
\end{gathered} \tag{2,2}$$

На основании 2-го закона Кирхгофа:

$$x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_A - i_B) + x'_{T1} \frac{di_I}{d\vartheta} + u_I = e_A - e_B;$$

$$x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_B - i_C) + x'_{T1} \frac{di_{II}}{d\vartheta} + u_{II} = e_B - e_C;$$

$$x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_C - i_A) + x'_{T1} \frac{di_{III}}{d\vartheta} + u_{III} = e_C - e_A;$$

$$x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_A - i_B) + x'_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-A} - i_{2-B}) + u_{2-A} - u_{2-B} = e_A - e_B;$$

$$x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_B - i_C) + x'_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-B} - i_{2-C}) + u_{2-B} - u_{2-C} = e_B - e_C;$$

$$u_{1-a} - u_{1-b} = x''_{T1} \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-a} - i_{1-b}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-1} + i_{1-2}) + u_{1-1} + u_{1-2} + u_{1-d};$$

$$u_{1-a} - u_{1-c} = x''_{T1} \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-a} - i_{1-c}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-2} + i_{1-3}) + u_{1-2} + u_{1-3} + u_{1-d};$$

$$u_{1-b} - u_{1-c} = x''_{T1} \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-b} - i_{1-c}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-3} + i_{1-4}) + u_{1-3} + u_{1-4} + u_{1-d};$$

$$u_{1-b} - u_{1-a} = x''_{T1} \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-b} - i_{1-a}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-4} + i_{1-5}) + u_{1-4} + u_{1-5} + u_{1-d};$$

$$u_{1-c} - u_{1-a} = x''_{T1} \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-c} - i_{1-a}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-5} + i_{1-6}) + u_{1-5} + u_{1-6} + u_{1-d}; \quad (2,3)$$

$$u_{2-a} - u_{2-b} = x''_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-a} - i_{2-b}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-1} + i_{2-2}) + u_{2-1} + u_{2-2} + u_{2-d};$$

$$u_{2-a} - u_{2-c} = x''_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-a} - i_{2-c}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-2} + i_{2-3}) + u_{2-2} + u_{2-3} + u_{2-d};$$

$$u_{2-b} - u_{2-c} = x''_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-b} - i_{2-c}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-3} + i_{2-4}) + u_{2-3} + u_{2-4} + u_{2-d};$$

$$u_{2-b} - u_{2-a} = x''_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-b} - i_{2-a}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-4} + i_{2-5}) + u_{2-4} + u_{2-5} + u_{2-d};$$

$$u_{2-c} - u_{2-a} = x''_{T2} \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-c} - i_{2-a}) + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-5} + i_{2-6}) + u_{2-5} + u_{2-6} + u_{2-d};$$

$$u_{1-d} + u_{2-d} = u_d.$$

Для упрощения и стройности анализа электромагнитных процессов в рассматриваемом преобразователе систему уравнений (2, 3) целесообразно преобразовать, воспользовавшись зависимостями (2, 1) и (2, 2), к виду:

$$\sqrt{3}x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-1} - i_{2-4}) + (x_s + x_T) \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-1} + i_{1-2} - i_{1-4} - i_{1-5}) +$$
$$+ x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-1} + i_{1-2}) + u_{1-1} + u_{1-2} + u_{1-d} = -\sqrt{3}e_B = e_1;$$

$$\sqrt{3}x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-2} - i_{1-5}) + (x_s + x_T) \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-1} + i_{2-2} - i_{2-4} - i_{2-5}) +$$
$$+ x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-1} + i_{2-2}) + u_{2-1} + u_{2-2} + u_{2-d} = e_A - e_B = e_2;$$

$$\sqrt{3}x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-2} - i_{2-5}) + (x_s + x_T) \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-2} + i_{1-3} - i_{1-5} - i_{1-6}) +$$
$$+ x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-2} + i_{1-3}) + u_{1-2} + u_{1-3} + u_{1-d} = \sqrt{3}e_A = e_3;$$

$$\sqrt{3}x_s \frac{d}{d\vartheta}(i_{1-3} - i_{1-6}) + (x_s + x_T) \frac{d}{d\vartheta}(i_{2-2} + i_{2-3} - i_{2-5} - i_{2-6}) +$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-2}+i_{2-3})+u_{2-2}+u_{2-3}+u_{2-d}=e_A-e_C=e_4;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-3}-i_{2-6})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-3}+i_{1-4}-i_{1-6}-i_{1-1})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-3}+i_{1-4})+u_{1-3}+u_{1-4}+u_{1-d}=-\sqrt{3}e_C=e_5;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-4}-i_{1-1})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-3}+i_{2-4}-i_{2-6}-i_{2-1})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-3}+i_{2-4})+u_{2-3}+u_{2-4}+u_{2-d}=e_B-e_C=e_6; \qquad (2,4)$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-4}-i_{2-1})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-4}+i_{1-5}-i_{1-1}-i_{1-2})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-4}+i_{1-5})+u_{1-4}+u_{1-5}+u_{1-d}=\sqrt{3}e_B=e_7;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-5}-i_{1-2})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-4}+i_{2-5}-i_{2-1}-i_{2-2})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-4}+i_{2-5})+u_{2-4}+u_{2-5}+u_{2-d}=e_B-e_A=e_8;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-5}-i_{2-2})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-5}+i_{1-6}-i_{1-2}-i_{1-3})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-5}+i_{1-6})+u_{1-5}+u_{1-6}+u_{1-d}=-\sqrt{3}e_A=e_9;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-6}-i_{1-3})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-5}+i_{2-6}-i_{2-2}-i_{2-3})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-5}+i_{2-6})+u_{2-5}+u_{2-6}+u_{2-d}=e_C-e_A=e_{10};$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-6}-i_{2-3})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-6}+i_{1-1}-i_{1-3}-i_{1-4})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-6}+i_{1-1})+u_{1-6}+u_{1-1}+u_{1-d}=\sqrt{3}e_C=e_{11};$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_{1-1}-i_{1-4})+(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-6}+i_{2-1}-i_{2-3}-i_{2-4})+$$

$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_{2-6}+i_{2-1})+u_{2-6}+u_{2-1}+u_{2-d}=e_C-e_B=e_{12};$$

$$u_{1-d}+u_{2-d}=u_d.$$

Здесь

$$x_T=\frac{1}{3}x'_{T1}+x''_{T1}=x'_{T2}+x''_{T2}.$$

Если принять, что $e_A=E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)$, $e_B=E_m\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)$ и $e_C=-E_m\sin\vartheta$, то $e_n=\sqrt{3}E_m\sin\left[\vartheta+\frac{\pi}{6}(5-n)\right]$, где $n=1, 2, 3, \ldots, 12$.

Из общей системы уравнений (2, 1), (2, 2), (2, 4) можно получить уравнения, описывающие процессы в преобразователе на отдельных интервалах времени при одновременном горении четырех, пяти, шести и т. д. вентилей. Для этого необходимо в уравнениях (2, 1), (2, 2) и (2, 4) принять токи в негорящих вентилях равными нулю, а напряжения на горящих вентилях равными падению напряжения в дуге $U_д$, и решить эти уравнения относительно интересующих нас величин.

Получим уравнения, описывающие процессы в преобразователе на отдельных интервалах при наиболее характерных сочетаниях одновременно горящих вентилей. Очередность же горения групп вентилей

в разных режимах работы преобразователя и моменты, соответствующие границам отдельных интервалов, будут рассмотрены дальше в § 7.

Горят четыре вентиля *1—1*, *1—2*, *2—1* и *2—2*. Это есть минимальное число одновременно горящих вентилей, при котором возможен непрерывный ток в цепи постоянного тока.

Положив равными нулю токи в негорящих вентилях $i_{1-3}=i_{1-4}=i_{1-5}=i_{1-6}=i_{2-3}=i_{2-4}=i_{2-5}=i_{2-6}=0$, а напряжения на горящих вентилях равными падению напряжения в дуге $u_{1-1}=u_{1-2}=u_{2-1}=u_{2-2}=U_д$, из уравнений (2, 1) и (2, 4) получим:

$$i_{1-1}=i_{1-2}=i_{2-1}=i_{2-2}=I_d. \tag{2,5}$$

$$u_{1-d}=e_1-2U_д=\sqrt{3}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right)-2U_д;$$

$$u_{2-d}=e_2-2U_д=\sqrt{3}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)-2U_д; \tag{2,6}$$

$$u_d=u_{1-d}+u_{2-d}=2\sqrt{3}E_m\cos\frac{\pi}{12}\sin\left(\vartheta+\frac{7\pi}{12}\right)-4U_д;$$

$$\begin{aligned} &u_{1-3}=e_5+U_д, \quad u_{1-4}=u_{1-5}=e_7+U_д, \quad u_{1-6}=e_9+U_д;\\ &u_{2-3}=e_6+U_д, \quad u_{2-4}=u_{2-5}=e_8+U_д, \quad u_{2-6}=e_{10}+U_д. \end{aligned} \tag{2,7}$$

При работе преобразователя в инверторном режиме важно знать интервал, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле будет отрицательным. Момент изменения знака напряжения на погасшем вентиле определяет угол погасания инвертора.

Интервалу с рассматриваемым сочетанием одновременно горящих вентилей при выбранных схемах трансформаторов предшествовал интервал, когда, кроме указанных четырех вентилей, горел еще вентиль *2—6*. Найдем интервал, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *2—6* будет отрицательным. Положив $u_{2-6}<0$, из последнего выражения (2, 7) получим

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}E_m}.$$

В случае мощных высоковольтных вентилей $U_д\ll\sqrt{3}E_m$ и напряжение на вентиле *2—6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{6}<\vartheta<\frac{5\pi}{6}.$$

При работе преобразователя в выпрямительном режиме важно знать, в каком интервале возможно зажигание очередного вентиля.

Найдем интервал, на протяжении которого при одновременном горении четырех вентилей *1—1*, *1—2*, *2—1*, *2—2* возможно зажигание очередного, пятого, вентиля *1—3*. Вентиль *1—3* можно зажечь в том случае, если приложенное к нему напряжение будет больше или равно напряжению зажигания $U_з$. Положив $u_{1-3}\geqslant U_з$, получим

$$\sin\vartheta\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}E_m}.$$

В случае мощных высоковольтных вентилей $U_з-U_д\ll\sqrt{3}E_m$ и вентиль *1—3* можно зажечь в интервале

$$0\leqslant\vartheta\leqslant\pi.$$

Токи в других элементах преобразователя можно найти, воспользовавшись уравнениями (2, 1) и (2, 2).

Горят пять вентилей: *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1* и *2—2*. Такое сочетание одновременно горящих вентилей имеет место при коммутации тока с вентиля *1—1* на вентиль *1—3*.

Положим в уравнениях (2, 1) и (2, 4) $i_{1-4}=i_{1-5}=i_{1-6}=i_{2-3}=i_{2-4}=i_{2-5}=i_{2-6}=0$ и $u_{1-1}=u_{1-2}=u_{1-3}=u_{2-1}=u_{2-2}=U_д$.

Из уравнений (2, 1) получим:

$$i_{1-2}=i_{2-1}=i_{2-2}=I_d, \quad i_{1-1}+i_{1-3}=I_d. \tag{2,8}$$

Перепишем первое и третье уравнения (2, 4) в следующем виде:

$$\begin{aligned} x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}&=e_1;\\ x_k\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}&=e_3, \end{aligned} \tag{I}$$

где

$$x_k=x_s+x_T+x_a.$$

Вычтем из первого уравнения второе и, учитывая, что $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}$ (это соотношение получается из последнего равенства (2, 8)), получим

$$2x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=e_1-e_3=e_{11}=-\sqrt{3}E_m\sin\vartheta. \tag{2,9}$$

Интегрируя последнее уравнение, найдем

$$i_{1-1}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\cos\vartheta+A_1. \tag{2,10}$$

Постоянная интегрирования A_1 определяется из условий на границах интервала. Условия, необходимые для определения этой и следующих постоянных интегрирования, будут даны в § 7.

Полусумма уравнений системы (I) дает

$$u_{1-d}=\frac{1}{2}(e_1+e_3)-2U_д=\frac{3}{2}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)-2U_д. \tag{2,11}$$

Из остальных уравнений (2, 4) получим:

$$\begin{aligned} u_{2-d}&=e_2-2U_д=\sqrt{3}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)-2U_д;\\ u_d&=u_{1-d}+u_{2-d}=\sqrt{3}E_m\left(1+\frac{\sqrt{3}}{2}\right)\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)-4U_д; \end{aligned} \tag{2,12}$$

$$\begin{aligned} u_{1-4}&=-u_{1-d}-U_д-x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}E_mK_1\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}+\psi_1\right)+U_д;\\ u_{1-5}&=-u_{1-d}-U_д=-\frac{3}{2}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)+U_д;\\ u_{1-6}&=-u_{1-d}-U_д+x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}E_mK_1\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}-\psi_1\right)+U_д;\\ u_{2-3}&=e_6+\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+U_д=\sqrt{3}E_mK_2\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}-\psi_2\right)+U_д;\\ u_{2-4}&=u_{2-5}=-u_{2-d}-U_д=-\sqrt{3}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}\right)+U_д; \end{aligned} \tag{2,13}$$

$$u_{2-6}=e_{10}-\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+U_д=-\sqrt{3}E_mK_2\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right)+U_д,$$

где

$$K_1=\frac{1}{2}\sqrt{3+x_{a*}^2};\quad K_2=\frac{1}{2}\sqrt{1+3(1-x_{s*})^2};\quad \operatorname{tg}\psi_1=\frac{x_{a*}}{\sqrt{3}};\quad \operatorname{tg}\psi_2=\frac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4-3x_{s*}};$$

$$x_{a*}=\frac{x_a}{x_k};\quad x_{s*}=\frac{x_s}{x_k}.$$

Выражения для коэффициентов K и $\operatorname{tg}\psi$, полученные здесь и ниже, сведены в табл. 1.

В рассматриваемом случае, когда происходит коммутация в первом мосте, ток i_{1-1}, протекающий по анодным реакторам, создает на этих реакторах падение напряжения $x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}$, поэтому (как это видно из уравнений для напряжений u_{1-4} и u_{1-6}) амплитуды синусоид, отрезки которых в основном определяют напряжения на негорящих вентилях *1—4* и *1—6*, несколько возрастают, а фазы этих синусоид изменяются.

Как видно из уравнений для напряжений u_{2-3} и u_{2-6} на вентилях второго моста, на эти напряжения влияет процесс коммутации в первом мосте. Коммутируемые токи первого моста создают падение напряжения $\pm x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}$ на общей для всех мостов индуктивности x_s. В результате этого синусоиды, отрезки которых определяют напряжения на вентилях *2—3* и *2—6*, уменьшаются по амплитуде и изменяются по фазе.

Эти изменения учтены в окончательных выражениях, стоящих в правой части уравнений (2, 13) и описывающих напряжения на вентилях, коэффициентами K_1 и K_2, а также введением углов ψ_1 и ψ_2. Легко убедиться, что при $x_a\neq 0$ $K_1>\frac{\sqrt{3}}{2}$, а при $x_s\neq 0$ $K_2<1$. В частном случае, когда $x_a=0$ и, следовательно, влияние анодных реакторов отсутствует, $K_1=\frac{\sqrt{3}}{2}$ и $\psi_1=0$; аналогично, при $x_s=0$, т. е. когда нет взаимного влияния процессов в одном мосте на процессы в другом мосте, $K_2=1{,}0$ и $\psi_2=0$.

Выражение для определения интервала, на протяжении которого напряжение вентиля *2—6* будет отрицательным, получим из последнего уравнения (2, 13)

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}E_mK_2}.$$

При $U_д\ll\sqrt{3}E_mK_2$ напряжение на вентиле *2—6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{6}-\psi_2<\vartheta<\frac{5\pi}{6}-\psi_2.$$

Условие зажигания очередного, шестого, вентиля *2—3* определяется неравенством

$$\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}-\psi_2\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}E_mK_2}.$$

При $U_з - U_д \ll \sqrt{3}E_m K_2$ вентиль *2—3* можно зажечь в интервале

$$\frac{\pi}{6} + \psi_2 \leqslant \vartheta \leqslant \frac{7\pi}{6} + \psi_2.$$

Горят шесть вентилей: *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1*, *2—2* и *2—3*. При горении указанных вентилей коммутации происходят одновременно в обоих мостах. В первом мосте коммутируется ток с вентиля *1—1* на вентиль *1—3*, а во втором мосте — с вентиля *2—1* на вентиль *2—3*.

Положим в уравнениях (2,1) и (2,4) $i_{1-4} = i_{1-5} = i_{1-6} = i_{2-4} = i_{2-5} = i_{2-6} = 0$ и $u_{1-1} = u_{1-2} = u_{1-3} = u_{2-1} = u_{2-2} = u_{2-3} = U_д$.

Из уравнений (2,1) получим

$$i_{1-2} = i_{2-2} = I_d, \quad i_{1-1} + i_{1-3} = i_{2-1} + i_{2-3} = I_d. \tag{2,14}$$

Перепишем первые четыре уравнения системы (2,4) в следующем виде:

$$\begin{aligned}
\sqrt{3}x_s \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} + x_k \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} + 2U_д + u_{1-d} &= e_1;\\
x_k \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} + 2U_д + u_{2-d} &= e_2;\\
x_k \frac{di_{1-3}}{d\vartheta} + 2U_д + u_{1-d} &= e_3;\\
\sqrt{3}x_s \frac{di_{1-3}}{d\vartheta} + x_k \frac{di_{2-3}}{d\vartheta} + 2U_д + u_{2-d} &= e_4.
\end{aligned} \tag{I}$$

Имеем четыре уравнения с шестью неизвестными: $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{2-3}}{d\vartheta}$; u_{1-d} и u_{2-d}. Вычтем из первого уравнения (I) третье уравнение, а из второго четвертое, и учитывая, что $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = -\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}$ и $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta} = -\frac{di_{2-3}}{d\vartheta}$, получим два уравнения с двумя неизвестными:

$$\begin{aligned}
\sqrt{3}x_s \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} + 2x_k \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} &= e_1 - e_3 = -e_5;\\
2x_k \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} + \sqrt{3}x_s \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} &= e_2 - e_4 = -e_6.
\end{aligned} \tag{II}$$

Умножив первое уравнение (II) на $2x_k$, а второе на $-\sqrt{3}x_s$ и, сложив их, после несложных преобразований получим

$$\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = \frac{\frac{\sqrt{3}}{2}x_{s*}e_6 - e_5}{2x_k\left(1 - \frac{3}{4}x_{s*}^2\right)} = -\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3 \sin(\vartheta + \psi_2), \tag{2,15}$$

где

$$K_3 = \frac{2\sqrt{1 + 3(1 - x_{s*})^2}}{4 - 3x_{s*}^2}.$$

Умножив теперь первое уравнение (II) на $-\sqrt{3}x_s$, а второе на $2x_k$ и, сложив их, после несложных преобразований получим

$$\frac{di_{2-1}}{d\vartheta} = \frac{\frac{\sqrt{3}}{2}x_{s*}e_5 - e_6}{2x_k\left(1 - \frac{3}{4}x_{s*}^2\right)} = -\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3 \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right). \tag{2,16}$$

Решения уравнений (2, 15) и (2, 16) имеют вид:

$$\begin{aligned} i_{1-1} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \cos(\vartheta + \psi_2) + A_2; \\ i_{2-1} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right) + A_3. \end{aligned} \tag{2, 17}$$

Из выражений (II) следует, что процессы коммутации, происходящие в разных мостах, влияют друг на друга. Это влияние происходит за счет падения напряжения от коммутируемых токов на общем для обоих мостов индуктивном сопротивлении x_s. В окончательных выражениях (2, 17), описывающих коммутируемые токи i_{1-1} и i_{2-1}, это влияние учитывается коэффициентом K_3 и углом ψ_2. При $x_s = 0$, т. е. когда взаимное влияние отсутствует, $K_3 = 1$ и $\psi_2 = 0$, выражения (2, 17) принимают вид, характерный для одномостовых преобразователей, присоединенных к независимым источникам э. д. с.

Сложим первое уравнение (I) с третьим, а второе с четвертым, и перепишем результат в виде:

$$\begin{aligned} u_{1-d} &= \frac{1}{2}(e_1 + e_3) - \frac{\sqrt{3}}{2} x_s \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} - 2U_д; \\ u_{2-d} &= \frac{1}{2}(e_2 + e_4) + \frac{\sqrt{3}}{2} x_s \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} - 2U_д. \end{aligned} \tag{2, 18}$$

Подставив в выражения (2, 18) вместо $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}$ и $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}$ выражения (2, 15) и (2, 16), после ряда преобразований получим:

$$\begin{aligned} u_{1-d} &= \sqrt{3}E_m K_4 \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_3\right) - 2U_д; \\ u_{2-d} &= \sqrt{3}E_m K_4 \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} + \psi_3\right) - 2U_д, \end{aligned} \tag{2, 19}$$

где

$$K_4 = \frac{\sqrt{3}(1 - x_{s*})\sqrt{1 + 3(1 + x_{s*})^2}}{4 - 3x_{s*}^2}, \quad \operatorname{tg}\psi_3 = \frac{\sqrt{3}x_{s*}}{4 + 3x_{s*}}.$$

Напряжение на шинах постоянного тока обоих мостов будет равно

$$u_d = u_{1-d} + u_{2-d} = 2\sqrt{3}E_m K_5 \sin\left(\vartheta + \frac{5\pi}{12}\right) - 4U_д, \tag{2, 20}$$

где

$$K_5 = \frac{\sqrt{3}(1 - x_{s*})}{2 - \sqrt{3}x_{s*}} \cos\frac{\pi}{12}.$$

Из уравнений (2, 18) следует, что на напряжение каждого из мостов влияет падение напряжения на индуктивности x_s, создаваемое током соседнего моста. Естественно, что эти падения напряжения сказываются на величине $u_d = u_{1-d} + u_{2-d}$. В окончательных выражениях (2, 19) и (2, 20) влияние падения напряжения на индуктивности x_s учитывается коэффициентами K_4 и K_5, а также углом ψ_3.

Напряжения на негорящих вентилях найдем из уравнений (2, 4)

$$
\begin{aligned}
u_{1-4} &= -u_{1-d} - U_д - x_a \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_4' \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_3'\right) + U_д;\\
u_{1-5} &= -u_{1-d} - U_д = -\sqrt{3}E_m K_4 \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_3\right) + U_д;\\
u_{1-6} &= -u_{1-d} - U_д + x_a \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_4'' \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_3''\right) + U_д;\\
u_{2-4} &= -u_{2-d} - U_д - x_a \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_4' \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} + \psi_3'\right) + U_д;\\
u_{2-5} &= -u_{2-d} - U_д = -\sqrt{3}E_m K_4 \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} + \psi_3\right) + U_д;\\
u_{2-6} &= -u_{2-d} - U_д + x_a \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_4'' \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} + \psi_3''\right) + U_д,
\end{aligned}
\qquad (2, 21)
$$

где

$$
K_4' = \frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1+x_{a*})^2 + [3(1-x_{s*}^2) - x_{a*}]^2}}{4 - 3x_{s*}^2};
$$

$$
\operatorname{tg}\psi_3' = \frac{3x_{s*}(1-x_{s*}) - x_{a*}(4-3x_{s*})}{\sqrt{3}\,[(4+3x_{s*})(1-x_{s*}) - x_{a*}x_{s*}]};
$$

$$
K_4'' = \frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1-x_{a*})^2 + [3(1-x_{s*}^2) + x_{a*}]^2}}{4 - 3x_{s*}^2};
$$

$$
\operatorname{tg}\psi_3'' = \frac{3x_{s*}(1-x_{s*}) + x_{a*}(4-3x_{s*})}{\sqrt{3}\,[(4+3x_{s*})(1-x_{s*}) + x_{a*}x_{s*}]}.
$$

На амплитуды и фазы синусоид, отрезки которых определяют напряжения u_{1-4}, u_{1-6}, u_{2-4}, u_{2-6}, кроме падения напряжения на общих индуктивностях x_s, влияют также и падения напряжения на индуктивностях x_a анодных реакторов, что учитывается коэффициентами K_4' и K_4'', а также углами ψ_3' и ψ_3''. Нетрудно убедиться, что при $x_{a*}=0$ $K_4''=K_4'=K_4$ и $\psi_3''=\psi_3'=\psi_3$.

Выражение для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *2—6* будет отрицательным, получим из последнего уравнения (2, 21)

$$
\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} + \psi_3''\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}E_m K_4''}.
$$

При $U_д \ll \sqrt{3}E_m K_4''$ напряжение на вентиле *2—6* будет отрицательным в интервале

$$
-\frac{\pi}{3} - \psi_3'' < \vartheta < \frac{2\pi}{3} - \psi_3''.
$$

Условие зажигания очередного, седьмого, вентиля *1—4* получим из первого уравнения (2, 21)

$$
\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2} - \psi_3'\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}E_m K_4'}.
$$

При $U_з - U_д \ll \sqrt{3}E_m K_4'$ вентиль *1—4* можно зажечь в интервале

$$
\frac{\pi}{2} + \psi_3' \leqslant \vartheta \leqslant \frac{3\pi}{2} + \psi_3'.
$$

Горят семь вентилей: *1—1*, *1—2*, *1—3*, *1—4*, *2—1*, *2—2* и *2—3*. При горении указанных вентилей в первом мосте одновременно происходят две коммутации тока: одна с вентиля *1—1* на вентиль *1—3*, а другая с вентиля *1—2* на вентиль *1—4*; во втором мосте происходит коммутация с вентиля *2—1* на вентиль *2—3*.

Положим в уравнениях (2,1) и (2,4) $i_{1-5}=i_{1-6}=i_{2-4}=i_{2-5}=i_{2-6}=0$ и $u_{1-1}=i_{1-2}=u_{1-3}=u_{1-4}=u_{2-1}=u_{2-2}=u_{2-3}=U_д$.

Из уравнений (2,1) получим:

$$i_{2-2}=I_d,\quad i_{1-1}+i_{1-3}=i_{1-2}+i_{1-4}=i_{2-1}+i_{2-3}=I_d. \tag{2,22}$$

Учитывая, что $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}=-\frac{di_{1-4}}{d\vartheta}$ и $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}=-\frac{di_{2-3}}{d\vartheta}$, перепишем первые пять уравнений системы (2,4) в следующем виде:

$$\begin{gathered}
\sqrt{3}x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+2x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_a\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}=e_1;\\
\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{2-d}=e_2;\\
x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}=e_3;\\
-\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{2-d}=e_4;\\
-\sqrt{3}x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-2x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}=e_5.
\end{gathered} \tag{I}$$

Вычтем третье уравнение системы (I) из первого и пятого, а четвертое из второго:

$$\begin{gathered}
\sqrt{3}x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_a\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+2x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=e_1-e_3=e_{11};\\
2x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+\sqrt{3}x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=e_2-e_4=e_{12};\\
-\sqrt{3}x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-2x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=e_5-e_3=e_7.
\end{gathered} \tag{II}$$

Умножим второе уравнение (II) на $\frac{\sqrt{3}x_s}{2x_k}$, а затем вычтем его из первого уравнения и сложим с третьим; после несложных преобразований получим:

$$\begin{gathered}
x_k(2-2x_{a*}-3x_{s*}^2)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+x_k(4-3x_{s*}^2)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=2e_{11}-\sqrt{3}x_{s*}e_{12};\\
-x_k(4-3x_{s*}^2)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_k(2-2x_{a*}-3x_{s*}^2)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=2e_7+\sqrt{3}x_{s*}e_{12}.
\end{gathered} \tag{III}$$

Умножим первое уравнение (III) на $(4-3x_{s*}^2)$, а второе на $(2-2x_{a*}-3x_{s*}^2)$ и сложим их; после ряда преобразований получим

$$\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right), \tag{2,23}$$

где

$$K_6=\frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1+x_{a*})^2+\left|3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right|^2}}{(1+x_{a*})\left|3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right|}.$$

Умножим первое уравнение (III) на $(2-2x_{a*}-3x_{s*}^2)$, а второе на $(4-3x_{s*}^2)$ и сложим их; после ряда преобразований получим

$$\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right). \qquad (2,24)$$

Подставим выражения (2, 23) и (2, 24) во второе уравнение (II) и после ряда преобразований получим

$$\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}\right), \qquad (2,25)$$

где

$$K_7=\frac{3(1-x_{s*})-x_{a*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}.$$

Решения дифференциальных уравнений (2, 23), (2, 24) и (2, 25) имеют вид:

$$\begin{aligned}
i_{1-1}&=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)+A_4,\\
i_{1-2}&=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)+A_5, \qquad (2,26)\\
i_{2-1}&=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}\right)+A_6.
\end{aligned}$$

Подставив выражения (2, 23) и (2, 24) в третье, а выражение (2, 23) и (2, 25) в четвертое уравнение (I), после ряда преобразований получим:

$$u_{1-d}=-2U_д-x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+x_a\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}=\sqrt{3}E_mK_8\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)-2U_д;$$

$$u_{2-d}=\frac{1}{2}(e_2+e_4)+\frac{\sqrt{3}}{2}x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}-\frac{\sqrt{3}}{2}x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-2U_д= \qquad (2,27)$$

$$=\sqrt{3}E_mK_9\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)-2U_д,$$

где

$$K_8=\frac{x_{a*}}{1+x_{a*}};\quad K_9=\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{1-x_{s*}+x_{a*}}{1+x_{a*}}.$$

Из первого уравнения (2, 27) следует, что выпрямленное напряжение u_{1-d} первого моста определяется только падением напряжения на индуктивностях анодных реакторов и падением напряжения в дугах горящих вентилей. В случае мощных высоковольтных преобразователей, у которых $2U_д \ll \sqrt{3}E_m$, и при отсутствии анодных реакторов напряжение этого моста можно считать приблизительно равным нулю.

Напряжение на шинах постоянного тока обоих мостов равно

$$u_d=u_{1-d}+u_{2-d}=\sqrt{3}E_mK_{10}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)-4U_д, \qquad (2,28)$$

где

$$K_{10}=\frac{\sqrt{3}(1-x_{s*})+x_{a*}(2+\sqrt{3})}{2(1+x_{a*})}.$$

Напряжения на негорящих вентилях найдем из уравнений (2, 4):

$$u_{1-5}=-u_{1-d}-U_д-x_a\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}\,E_m K_{11}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}+\psi_4\right)+U_д;$$

$$u_{1-6}=-u_{1-d}-U_д+x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}\,E_m K_{11}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_4\right)+U_д; \quad (2,29)$$

$$u_{2-4}=-u_{2-d}-U_д-x_a\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}\,E_m K'_9\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}+\psi_5\right)+U_д;$$

$$u_{2-5}=-u_{2-d}-U_д=-\sqrt{3}\,E_m K_9\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)+U_д;$$

$$u_{2-6}=-u_{2-d}-U_д+x_a\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}=-\sqrt{3}\,E_m K'_9\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_5\right)+U_д,$$

где

$$K'_9=\frac{1}{2}\sqrt{3\left(\frac{1-x_{s*}+x_{a*}}{1+x_{a*}}\right)^2+x_{a*}^2\left(\frac{3(1-x_{s*})-x_{a*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}\right)^2};$$

$$\operatorname{tg}\psi_4=\frac{(1-x_{s*})(1+x_{a*})}{\sqrt{3}\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]};$$

$$K_{11}=x_{a*}\frac{\sqrt{3}}{2}\sqrt{\left(\frac{\sqrt{3}}{1+x_{a*}}\right)^2+\left(\frac{1-x_{s*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}\right)^2};$$

$$\operatorname{tg}\psi_5=\frac{x_{a*}(1+x_{a*})\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]}{\sqrt{3}\,(1-x_{s*}+x_{a*})\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]}.$$

Выражение для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *2—6* будет отрицательным, получим из последнего уравнения (2, 29)

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_5\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}\,E_m K'_9}.$$

При $U_д\ll\sqrt{3}E_m K'_9$ напряжение на вентиле *2—6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{3}+\psi_5<\vartheta<\frac{2\pi}{3}+\psi_5.$$

Условие зажигания очередного, восьмого, вентиля *2—4* получим из третьего уравнения (2, 29)

$$\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}+\psi_5\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}\,E_m K'_9}.$$

При $U_з-U_д\ll\sqrt{3}E_m K'_9$ вентиль *2—4* можно зажечь в интервале

$$\frac{2\pi}{3}-\psi_5\leqslant\vartheta\leqslant\frac{5\pi}{3}-\psi_5.$$

Горят восемь вентилей: *1—1*, *1—2*, *1—3*, *1—4*, *2—1*, *2—2*, *2—3* и *2—4*. При горении восьми вентилей в каждом из мостов одновременно происходят по две коммутации. В первом мосте коммутируются токи с вентилей *1—1* и *1—2* на вентили *1—3* и *1—4*. Во втором мосте коммутируются токи с вентилей *2—1* и *2—2* на вентили *2—3* и *2—4*.

Положим в уравнениях (2,1) и (2,4) $i_{1-5}=i_{1-6}=i_{2-5}=i_{2-6}=0$ и $u_{1-1}=u_{1-2}=u_{1-3}=u_{1-4}=u_{2-1}=u_{2-2}=u_{2-3}=u_{2-4}=U_д$.

Из уравнений (2,1) получим

$$i_{1-1}+i_{1-3}=i_{1-2}+i_{1-4}=i_{2-1}+i_{2-3}=i_{2-2}+i_{2-4}=I_d. \qquad (2,30)$$

Учитывая, что $\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=-\frac{di_{1-3}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}=-\frac{di_{1-4}}{d\vartheta}$; $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}=-\frac{di_{2-3}}{d\vartheta}$ и $\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}=-\frac{di_{2-4}}{d\vartheta}$, перепишем первые шесть уравнений системы (2,4) в следующем виде:

$$\begin{aligned}
\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}+\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+(2x_k-x_a)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}&=e_1;\\
(2x_k-x_a)\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+2U_д+u_{2-d}&=e_2;\\
\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}+x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}&=e_3;\\
x_k\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{2-d}&=e_4;\\
-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-(2x_k-x_a)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{1-d}&=e_5;\\
-x_k\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-(2x_k-x_a)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}+2U_д+u_{2-d}&=e_6.
\end{aligned} \qquad (I)$$

Исключим из системы уравнений (I) неизвестные u_{1-d} и u_{2-d}. Для этого вычтем третье уравнение (I) из первого и из пятого, а четвертое уравнение из второго и из шестого:

$$\begin{aligned}
\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+(x_k-x_a)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+2x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}&=e_1-e_3=e_{11};\\
-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-2x_k\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-(x_k-x_a)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}&=e_5-e_3=e_7;\\
(x_k-x_a)\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}+2x_k\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}&=e_2-e_4=e_{12};\\
-2x_k\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-(x_k-x_a)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}&=e_6-e_4=e_8.
\end{aligned} \qquad (II)$$

Сложим второе уравнение системы (II) с третьим уравнением, а первое уравнение с четвертым; затем вычтем из третьего уравнения этой же системы второе уравнение, а из четвертого уравнения первое. В результате получим:

$$\begin{aligned}
(x_k-x_a-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}+(2x_k-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-&\\
-(2x_k-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-(x_k-x_a-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}&=e_7+e_{12};\\
-2x_k\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-(x_k-x_a-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}+(x_k-x_a-\sqrt{3}\,x_s)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}+&\\
+2x_k\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}=e_8+e_{11};&
\end{aligned} \qquad (III)$$

$$
\begin{gathered}
(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{2-2}}{d\vartheta} + (2x_k + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta} + (2x_k + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta} + \\
+ (x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = e_{12} - e_7; \\
-2x_k \frac{di_{2-2}}{d\vartheta} - (x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{2-1}}{d\vartheta} - (x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)\frac{di_{1-2}}{d\vartheta} - \\
- 2x_k \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = e_8 - e_{11}.
\end{gathered}
\tag{III}
$$

Умножим первое уравнение (III) на $(x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)$, а второе на $(2x_k - \sqrt{3}\, x_s)$ и сложим их; умножим третье уравнение на $(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)$, а четвертое на $(2x_k + \sqrt{3}\, x_s)$ и тоже сложим их:

$$
\begin{gathered}
[(x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k - \sqrt{3}\, x_s)]\frac{di_{2-2}}{d\vartheta} - [(x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)^2 - \\
- 2x_k(2x_k - \sqrt{3}\, x_s)]\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = (x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)(e_7 + e_{12}) + \\
+ (2x_k - \sqrt{3}\, x_s)(e_8 + e_{11}); \\
[(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k + \sqrt{3}\, x_s)]\frac{di_{2-2}}{d\vartheta} + [(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)^2 - \\
- 2x_k(2x_k + \sqrt{3}\, x_s)]\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = (x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)(e_{12} - e_7) + \\
+ (2x_k - \sqrt{3}\, x_s)(e_8 - e_{11}).
\end{gathered}
\tag{IV}
$$

Умножим первое уравнение (IV) на $[(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k + \sqrt{3}\, x_s)]$, а второе на $[(x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k - \sqrt{3}\, x_s)]$ и вычтем из первого второе; после ряда преобразований получим

$$
\frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{12} \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{6} - \psi_5\right), \tag{2, 31}
$$

где

$$
K_{12} = \frac{2\sqrt{3(1 - x_{s*} + x_{a*})^2 \left[3(1 - x_{s*}^2) - x_{a*}\right]^2 + x_{a*}^2 (1 + x_{a*})^2 \left[3(1 - x_{s*}) - x_{a*}\right]^2}}{\left[4 - 3x_{s*}^2 - (1 - x_{a*})^2\right]^2 - 12x_{s*}^2 x_{a*}^2}.
$$

Умножим первое уравнение (IV) на $[(x_k - x_a + \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k + \sqrt{3}\, x_s)]$, а второе на $[(x_k - x_a - \sqrt{3}\, x_s)^2 - 2x_k(2x_k - \sqrt{3}\, x_s)]$ и сложим их, после ряда преобразований получим

$$
\frac{di_{2-2}}{d\vartheta} = -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{12} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} + \psi_5\right). \tag{2, 32}
$$

Решив уравнения (III) относительно производных $\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}$ и $\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}$, получим:

$$
\begin{aligned}
\frac{di_{1-2}}{d\vartheta} &= -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{13} \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2} + \psi_6\right); \\
\frac{di_{2-1}}{d\vartheta} &= -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{13} \sin(\vartheta - \psi_6),
\end{aligned}
\tag{2, 33}
$$

где

$$K_{13}=\frac{2\sqrt{3\left\{(1-x_{s*})\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]-2x_{s*}x_{a*}^2\right\}^2+\cdots\to}}{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]^2-12x_{s*}^2x_{a*}^2};$$

$$\to\cdots+x_{a*}^2\left[1+3(1-x_{s*})^2-(1-x_{a*})^2\right]^2$$

$$\operatorname{tg}\psi_6=\frac{x_{a*}\left[1+3(1-x_{s*})^2-(1-x_{a*})^2\right]}{\sqrt{3}\left\{(1-x_{s*})\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]-2x_{s*}x_{a*}^2\right\}}.$$

Решения уравнений (2, 31), (2, 32) и (2, 33) имеют вид:

$$\begin{aligned}
i_{1-1}&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{12}\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_5\right)+A_7;\\
i_{1-2}&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}+\psi_6\right)+A_8;\\
i_{2-1}&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}\cos\left(\vartheta-\psi_6\right)+A_9;\\
i_{2-2}&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{12}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}+\psi_5\right)+A_{10}.
\end{aligned}\qquad(2,34)$$

Подставив значения производных токов (2, 31), (2, 32) и (2, 33), например, в третье и четвертое уравнения (I), после ряда преобразований получим:

$$\begin{aligned}
u_{1-d}&=x_a\frac{di_{1-2}}{d\vartheta}-x_a\frac{di_{1-1}}{d\vartheta}-2U_д=\sqrt{3}\,E_mK_{14}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_7\right)-2U_д;\\
u_{2-d}&=x_a\frac{di_{2-2}}{d\vartheta}-x_a\frac{di_{2-1}}{d\vartheta}-2U_д=\sqrt{3}\,E_mK_{14}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_7\right)-2U_д;
\end{aligned}\qquad(2,35)$$

где

$$K_{14}=\frac{x_{a*}\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]\sqrt{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2+3x_{s*}x_{a*}\right]^2+3x_{s*}^2x_{a*}^2}}{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]^2-12x_{s*}^2x_{a*}^2};$$

$$\operatorname{tg}\psi_7=\frac{\sqrt{3}\,x_{s*}x_{a*}}{4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2+3x_{s*}x_{a*}}.$$

Напряжение на шинах постоянного тока обоих мостов равно

$$u_d=u_{1-d}+u_{2-d}=\sqrt{3}\,E_mK_{15}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{4}\right)-4U_д,\qquad(2,36)$$

где

$$K_{15}=\frac{2\cos\frac{\pi}{12}x_{a*}\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]}{4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2-2\sqrt{3}\,x_{s*}x_{a*}}.$$

Из выражений (2, 35) и (2, 36) вытекает, что если пренебречь падением напряжения $U_д$ в дугах вентилей, то при отсутствии анодных реакторов ($x_{a*}=0$) напряжения обоих мостов и, следовательно, напряжение на шинах постоянного тока будут равны нулю.

Из остальных уравнений (2, 4) получим:

$$\begin{aligned}
u_{1-5} &= -u_{1-d} - U_д - x_a \frac{di_{1-2}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{16} \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{4} + \psi_8\right) + U_д;\\
u_{1-6} &= -u_{1-d} - U_д + x_a \frac{di_{1-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{17} \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{4} + \psi_9\right) + U_д;\\
u_{2-5} &= -u_{2-d} - U_д - x_a \frac{di_{2-2}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{17} \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{4} - \psi_9\right) + U_д;\\
u_{2-6} &= -u_{2-d} - U_д + x_a \frac{di_{2-1}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{16} \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{4} - \psi_8\right) + U_д,
\end{aligned} \qquad (2, 37)$$

где

$$K_{16} = x_{a^*}\sqrt{\frac{3}{2}}\sqrt{\left(\frac{2 - x_{s^*} + \sqrt{2}\left(1 - x_{a^*} - \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\cos\frac{\pi}{12}}{3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} + x_{a^*}\right)^2}\right)^2 + \left(\frac{2 - x_{s^*} - \sqrt{2}\left(1 - x_{a^*} + \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\sin\frac{\pi}{12}}{3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} - x_{a^*}\right)^2}\right)^2};$$

$$K_{17} = x_{a^*}\sqrt{\frac{3}{2}}\sqrt{\left(\frac{1 - x_{a^*} + \sqrt{2}\left(2 - x_{s^*} - \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\cos\frac{\pi}{12}}{3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} + x_{a^*}\right)^2}\right)^2 + \left(\frac{1 - x_{a^*} - \sqrt{2}\left(2 - x_{s^*} + \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\sin\frac{\pi}{12}}{3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} - x_{a^*}\right)^2}\right)^2};$$

$$\operatorname{tg}\psi_8 = \frac{\left[2 - x_{s^*} - \sqrt{2}\left(1 - x_{a^*} + \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\sin\frac{\pi}{12}\right]\left[3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} + x_{a^*}\right)^2\right]}{\left[2 - x_{s^*} + \sqrt{2}\left(1 - x_{a^*} - \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\cos\frac{\pi}{12}\right]\left[3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} - x_{a^*}\right)^2\right]};$$

$$\operatorname{tg}\psi_9 = \frac{\left[1 - x_{a^*} - \sqrt{2}\left(2 - x_{s^*} + \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\sin\frac{\pi}{12}\right]\left[3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} + x_{a^*}\right)^2\right]}{\left[1 - x_{a^*} + \sqrt{2}\left(2 - x_{s^*} - \sqrt{3}\, x_{s^*}\right)\cos\frac{\pi}{12}\right]\left[3 + 2x_{a^*} - \left(\sqrt{3}\, x_{s^*} - x_{a^*}\right)^2\right]}.$$

Выражение для определения интервала, на протяжении которого напряжение вентиля *2—6* будет отрицательным, получим из последнего уравнения (2, 37)

$$\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{4} - \psi_8\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{16}}.$$

Условие зажигания очередного, девятого, вентиля *1—5* определяется неравенством

$$\sin\left(\vartheta - \frac{3\pi}{4} + \psi_8\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{16}}.$$

Последнее условие может быть выполнено только при достаточно больших значениях x_{a^*}. Действительно, при малых значениях x_{a^*} коэффициент K_{16}, стоящий в знаменателе, может оказаться настолько малым, что правая часть последнего выражения будет больше единицы, и полученное условие не будет выполнено. Невыполнение этого условия

Таблица 1

Выражения коэффициентов K и $\operatorname{tg}\psi$

	С учетом x_{a*}	При $x_{a*}=0$
K_1	$\frac{1}{2}\sqrt{3+x_{a*}^2}$	$\frac{\sqrt{3}}{2}$
K_2	$\frac{1}{2}\sqrt{1+3(1-x_{s*})^2}$	$\frac{1}{2}\sqrt{1+3(1-x_{s*})^2}$
K_3	$\frac{2\sqrt{1+3(1-x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$	$\frac{2\sqrt{1+3(1-x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$
K_4	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\sqrt{1+3(1+x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\sqrt{1+3(1+x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$
K_4'	$\frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1+x_{a*})^2+\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]^2}}{4-3x_{s*}^2}$	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\sqrt{1+3(1+x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$
K_4''	$\frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1-x_{a*})^2+\left[3(1-x_{s*}^2)+x_{a*}\right]^2}}{4-3x_{s*}}$	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\sqrt{1+3(1+x_{s*})^2}}{4-3x_{s*}^2}$
K_5	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}{2-\sqrt{3}\,x_{s*}}$	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}{2-\sqrt{3}\,x_{s*}}$
K_6	$\frac{\sqrt{3(1-x_{s*})^2(1+x_{a*})^2+\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]^2}}{(1+x_{a*})\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]}$	$\frac{\sqrt{1+3(1+x_{s*})^2}}{\sqrt{3}\,(1+x_{s*})}$
K_7	$\frac{3(1-x_{s*})-x_{a*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}$	$\frac{1}{1+x_{s*}}$
K_8	$\frac{x_{a*}}{1+x_{a*}}$	0
K_9	$\frac{\sqrt{3}}{2}\,\frac{1-x_{s*}+x_{a*}}{1+x_{a*}}$	$\frac{\sqrt{3}}{2}(1-x_{s*})$
K_9'	$\frac{1}{2}\sqrt{3\left(\frac{1-x_{s*}+x_{a*}}{1+x_{a*}}\right)^2+\cdots\rightarrow}$ $\rightarrow\cdots+x_{a*}^2\left(\frac{3(1-x_{s*})-x_{a*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}\right)^2}$	$\frac{\sqrt{3}}{2}(1-x_{s*})$
K_{10}	$\frac{\sqrt{3}\,(1-x_{s*})+(2+\sqrt{3})\,x_{a*}}{2(1+x_{a*})}$	$\frac{\sqrt{3}}{2}(1-x_{s*})$
K_{11}	$x_{a*}\frac{\sqrt{3}}{2}\sqrt{\left(\frac{\sqrt{3}}{1+x_{a*}}\right)^2+\left(\frac{1-x_{s*}}{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}\right)^2}$	0

Таблица 1 (продолжение)

	С учетом x_{a*}	При $x_{a*}=0$
K_{12}	$\dfrac{2\sqrt{3(1-x_{s*}+x_{a*})^2\left[3\left(1-x_{s*}^2\right)-x_{a*}\right]^2+ \cdots + x_{a*}^2(1+x_{a*})^2\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]^2}}{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]^2-12x_{s*}^2x_{a*}^2}$	$\dfrac{2}{\sqrt{3}}\,\dfrac{1}{1+x_{s*}}$
K_{13}	$\dfrac{2\sqrt{3\left\{(1-x_{s*})\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]- \cdots -2x_{s*}x_{a*}^2\right\}^2+x_{a*}^2\left[1+3(1-x_{s*})^2-(1-x_{a*})^2\right]^2}}{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]^2-12x_{s*}^2x_{a*}^2}$	$\dfrac{2}{\sqrt{3}}\,\dfrac{1}{1+x_{s*}}$
K_{14}	$\dfrac{x_{a*}\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]\sqrt{\left[4-3x_{s*}^2- \cdots -(1-x_{a*})^2+3x_{s*}x_{a*}\right]^2+3x_{s*}^2x_{a*}^2}}{\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]^2-12x_{s*}^2x_{a*}^2}$	0
K_{15}	$\dfrac{2x_{a*}\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]\cos\frac{\pi}{12}}{4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2-2\sqrt{3}\,x_{s*}x_{a*}}$	0
K_{16}	$x_{a*}\sqrt{\frac{3}{2}}\sqrt{\left(\dfrac{2-x_{s*}+\sqrt{2}\,(1-x_{a*}-\sqrt{3}\,x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}{3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}+x_{a*})^2}\right)^2+ \cdots + \left(\dfrac{2-x_{s*}-\sqrt{2}\,(1-x_{a*}+\sqrt{3}\,x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}}{3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}-x_{a*})^2}\right)^2}$	0
K_{17}	$x_{a*}\sqrt{\frac{3}{2}}\sqrt{\left(\dfrac{1-x_{a*}+\sqrt{2}\,(2-x_{s*}-\sqrt{3}\,x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}{3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}+x_{a*})^2}\right)^2+ \cdots + \left(\dfrac{1-x_{a*}-\sqrt{2}\,(2-x_{s*}+\sqrt{3}\,x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}}{3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}-x_{a*})^2}\right)^2}$	0
$\operatorname{tg}\psi_1$	$\dfrac{x_{a*}}{\sqrt{3}}$	0
$\operatorname{tg}\psi_2$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4-3x_{s*}}$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4-3x_{s*}}$
$\operatorname{tg}\psi_3$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4+3x_{s*}}$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4+3x_{s*}}$
$\operatorname{tg}\psi_3'$	$\dfrac{3x_{s*}(1-x_{s*})-x_{a*}(4-3x_{s*})}{\sqrt{3}\,[(4+3x_{s*})(1-x_{s*})-x_{a*}x_{s*}]}$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4+3x_{s*}}$
$\operatorname{tg}\psi_3''$	$\dfrac{3x_{s*}(1-x_{s*})+x_{a*}(4-3x_{s*})}{\sqrt{3}\,[(4+3x_{s*})(1-x_{s*})+x_{a*}x_{s*}]}$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}}{4+3x_{s*}}$

Таблица 1 (продолжение)

	С учетом x_{a*}	При $x_{a*}=0$
$\operatorname{tg}\psi_4$	$\dfrac{(1-x_{s*})(1+x_{a*})}{\sqrt{3}\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]}$	$\dfrac{1}{3\sqrt{3}\,(1+x_{s*})}$
$\operatorname{tg}\psi_5$	$\dfrac{x_{a*}(1+x_{a*})\left[3(1-x_{s*})-x_{a*}\right]}{\sqrt{3}\,(1-x_{s*}+x_{a*})\left[3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}\right]}$	0
$\operatorname{tg}\psi_6$	$\dfrac{x_{a*}\left[1+3(1-x_{s*})^2-(1-x_{a*})^2\right]}{\sqrt{3}\left\{(1-x_{s*})\left[4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2\right]-2x_{s*}x_{a*}^2\right\}}$	0
$\operatorname{tg}\psi_7$	$\dfrac{\sqrt{3}\,x_{s*}x_{a*}}{4-3x_{s*}^2-(1-x_{a*})^2+3x_{s*}x_{a*}}$	0
$\operatorname{tg}\psi_8$	$\dfrac{\left[2-x_{s*}-\sqrt{2}\,(1-x_{a*}+\sqrt{3}\,x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}\right]\times\left[3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}+x_{a*})^2\right]}{\left[2-x_{s*}+\sqrt{2}\,(1-x_{a*}-\sqrt{3}\,x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}\right]\times\left[3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}-x_{a*})^2\right]}$	$\dfrac{2-x_{s*}-\sqrt{2}(1+\sqrt{3}x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}}{2-x_{s*}+\sqrt{2}(1-\sqrt{3}x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}$
$\operatorname{tg}\psi_9$	$\dfrac{\left[1-x_{a*}-\sqrt{2}\,(2-x_{s*}+\sqrt{3}\,x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}\right]\times\left[3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}+x_{a*})^2\right]}{\left[1-x_{a*}+\sqrt{2}\,(2-x_{s*}-\sqrt{3}\,x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}\right]\times\left[3+2x_{a*}-(\sqrt{3}\,x_{s*}-x_{a*})^2\right]}$	$\dfrac{1-\sqrt{2}(2-x_{s*}+\sqrt{3}x_{s*})\sin\frac{\pi}{12}}{1+\sqrt{2}(2-x_{s*}-\sqrt{3}x_{s*})\cos\frac{\pi}{12}}$

означает, что напряжение на девятом вентиле останется отрицательным и он не загорится.

Так как работа преобразователя с одновременным горением больше восьми вентилей возможна лишь в режимах, близких к короткому замыканию на стороне постоянного тока, и при условии, что индуктивность анодных реакторов достаточно велика (такие режимы встречаются чрезвычайно редко), то в настоящей работе одновременное горение более восьми вентилей не рассматривается.

Уравнения, описывающие процессы в преобразователе при горении более восьми вентилей, могут быть получены аналогично приведенным выше из общей системы уравнений (2, 1) и (2, 4).

Для оценки влияния анодных реакторов на процессы в преобразователе в табл. 1 собраны полученные выше выражения коэффициентов K и $\operatorname{tg}\psi$ как с учетом анодных реакторов, так и при $x_{a*}=0$.

§ 7. Режимы работы управляемого двухмостового преобразователя

Как известно, ионный вентиль можно зажечь только в том случае, если в момент подачи на его сетку положительного импульса напряжения к вентилю приложено положительное анодное напряжение, равное или большее напряжения зажигания вентиля. Очередность зажигания вентилей задается системой сеточного управления. Ионный вентиль надежно погаснет в том случае, если при отсутствии положитель-

ного напряжения на сетках прямой ток через него уменьшится до нуля и будет обеспечено время для деионизации плазмы внутри вентиля. Будем считать, что деионизация плазмы идеального вентиля происходит мгновенно.

Углы зажигания α будем отсчитывать от моментов перехода через нуль в сторону возрастания синусоидальных линейных напряжений холостого хода на вторичных обмотках трансформаторов.

Симметричные установившиеся процессы в трехфазном двухмостовом преобразователе достаточно рассмотреть на интервале повторяемости протяженностью в одну двенадцатую часть периода тока промышленной частоты, так как дальше процессы в самом преобразователе будут протекать аналогично. Процессы же в трехфазной цепи преобразователя необходимо рассматривать на интервале повторяемости протяженностью в одну шестую часть периода переменного тока. Результаты, полученные на таком интервале, для всех трех фаз, с учетом условий симметрии, могут быть распространены на весь период переменного тока.

Границы интервалов коммутации и межкоммутационного интервала определяются условиями зажигания и погасания вентилей. Эти условия с учетом напряжения зажигания $U_з$ и падения напряжения в дуге вентилей $U_д$ даны в предыдущем параграфе. В данном параграфе и дальше при построении внешних характеристик моменты зажигания вентилей и моменты изменения знака напряжения на погасших вентилях даны для случая $U_з = U_д = 0$.

Рассмотрим наиболее часто встречающиеся режимы работы преобразователей.

А. Вентили горят группами по четыре и по пять

Первый интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *2—1* и *2—2*. Данный интервал начинается с момента $\vartheta = -\frac{\pi}{6} + \alpha + \gamma$, когда гаснет вентиль *2—6* и остаются гореть четыре указанных вентиля. Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 5) — (2, 7). Следующий вентиль *1—3* загорится в момент $\vartheta = \alpha$.

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\frac{\pi}{6} + \alpha + \gamma \leqslant \vartheta \leqslant \alpha.$$

Второй интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1* и *2—2*. В момент $\vartheta = \alpha$ загорается вентиль *1—3* и начинается коммутация тока с вентиля *1—1* на вентиль *1—3*, продолжительность которой измеряется углом коммутации γ. Электромагнитные процессы на этом интервале описываются выражениями (2, 8)—(2, 13). Для определения постоянной интегрирования A_1 используем условие: в момент $\vartheta = \alpha$ ток $i_{1-1} = I_d$. Получаем

$$A_1 = I_d - \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}\cos\alpha. \qquad (2,38)$$

Подставив найденную величину постоянной A_1 в выражение для тока i_{1-1}, получим

$$i_{1-1} = I_d - \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}(\cos\alpha - \cos\vartheta). \qquad (2,39)$$

В момент $\vartheta = \alpha + \gamma$ ток вентиля *1—1* становится равным нулю и вентиль гаснет. Используя это условие, из выражения (2, 39) получим следующее уравнение для определения угла коммутации γ:

$$\cos(\alpha + \gamma) = \cos\alpha - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}\,E_m}. \qquad (2, 40)$$

Из выражения (2, 40) следует, что при увеличении выпрямленного тока I_d угол коммутации γ возрастает и, следовательно, сокращается межкоммутационный интервал. Когда угол коммутации выпрямителя достигнет 30°, наступает режим работы, при котором все время горят пять вентилей. При дальнейшем увеличении нагрузки угол коммутации γ остается неизменным и равным 30°, а угол зажигания начинает возрастать, т. е. появляется так называемый вынужденный угол зажигания $\alpha_в$.

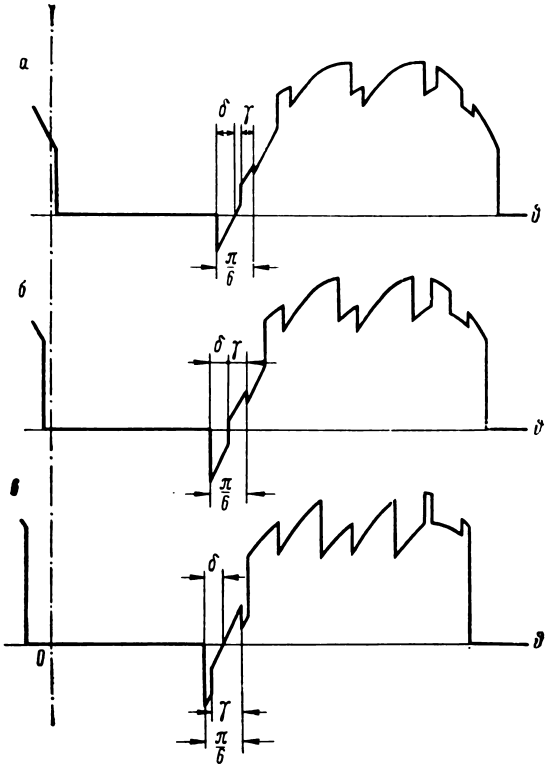


Рис. 5. Кривые напряжений на вентиле двухмостового инвертора.

а — при $\alpha = 155°$, $\gamma = 10°$ и $\delta = 15°$; *б* — при $\alpha = 145°$, $\gamma = 15°$ и $\delta = 15°$; *в* — при $\alpha = 130°$, $\gamma = 25°$ и $\delta = 15°$.

Вынужденный угол зажигания $\alpha_в$ обусловлен тем, что к моменту подачи управляющего импульса на сетку очередного вентиля еще не закончилась предыдущая коммутация и анодное напряжение на очередном вентиле отрицательно, следовательно, вентиль не может зажечься. В момент окончания предыдущей коммутации изменяется скачком и становится положительным анодное напряжение на рассматриваемом вентиле. Только в этот момент с некоторым запаздыванием относительно момента подачи управляющего импульса зажигается очередной вентиль.

Положив в выражении (2, 40) $\gamma = \frac{\pi}{6}$, а $\alpha = \alpha_в$, после несложных преобразований получим формулу для определения вынужденного угла зажигания:

$$\sin\left(\alpha_в + \frac{\pi}{12}\right) = \frac{x_k I_d}{\sqrt{3}\,E_m \sin\frac{\pi}{12}}. \qquad (2, 41)$$

После того как $\alpha_в$ достигнет значения ψ_2, появятся условия для зажигания шестого вентиля *2—3* и при дальнейшем увеличении нагрузки наступит новый режим работы выпрямителя, при котором вентили горят одновременно то по пять, то по шесть.

При работе преобразователя в инверторном режиме увеличение нагрузки также приводит к увеличению угла коммутации, и поэтому для поддержания постоянным угла погасания δ необходимо соответственно уменьшать угол α.

Когда $\gamma+\delta<\frac{\pi}{6}$, напряжение на погасшем вентиле *2—6* становится положительным на интервале горения четырех вентилей (рис. 5, *а*). Из последнего выражения (2, 7) следует, что изменение знака напряжения происходит в момент $\vartheta=\frac{5\pi}{6}$. Поскольку при этом $\vartheta=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, то, приравнивая оба выражения для момента изменения знака напряжения на вентиле *2—6*, получим следующее условие, которое должно выполняться в этом режиме $\alpha+\gamma+\delta=\pi$. Когда $\gamma+\delta=\frac{\pi}{6}$, момент перехода напряжения на вентиле *2—6* через нуль совпадает с моментом зажигания пятого вентиля *1—3* (рис. 5, *б*); при этом угол α необходимо уменьшать так, чтобы оставался неизменным угол $\gamma=\frac{\pi}{6}-\delta$. После того как угол α уменьшится до величины $\frac{5\pi}{6}-\psi_2$, угол γ может снова возрастать. При $\gamma+\delta>\frac{\pi}{6}$ напряжение на погасшем вентиле *2—6* изменяет знак в интервале горения пяти вентилей (рис. 5, *в*) в момент $\vartheta=\frac{5\pi}{6}-\psi_2=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$. Следовательно, здесь должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\pi-\psi_2$.

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\alpha+\gamma.$$

Среднее значение выпрямленного напряжения для рассматриваемого режима определяется формулой

$$U_d=\frac{6}{\pi}\left(\int\limits_{-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma}^{\alpha}u_d d\vartheta+\int\limits_{\alpha}^{\alpha+\gamma}u_d d\vartheta\right). \qquad (2,42)$$

Окончательно после интегрирования и исключения с помощью выражения (2, 40) угла коммутации γ можно получить следующее уравнение внешней характеристики для рассматриваемого режима горения вентилей по четыре и по пять:

$$U_d=\frac{6}{\pi}\left(\sqrt{3}\,E_m\cos\alpha-x_k I_d\right)-4U_{\text{д}}. \qquad (2,43)$$

Б. Вентили горят группами по пять и по шесть

Первый интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1* и *2—2*. Рассматриваемый интервал начинается с момента $\vartheta=\vartheta_{2-6}=\alpha+\gamma-\frac{\pi}{6}$, когда гаснет вентиль *2—6* и остаются гореть пять вентилей (рис. 6, *а*). Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 8) — (2, 13). Для определения постоянной интегрирования A_1 на этом интервале используем следующее условие: в момент $\vartheta=\vartheta_{2-6}$ ток $i_{1-1}=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$. Получаем

$$A_1=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}\cos\vartheta_{2-6}. \qquad (2,44)$$

Подставив значение постоянной A_1 в выражения для тока i_{1-1}, получим

$$i_{1-1} = i_{1-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}(\cos\vartheta_{2-6} - \cos\vartheta). \qquad (2,45)$$

В момент $\vartheta = \frac{\pi}{6} + \alpha$ загорается шестой вентиль *2—3*. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\vartheta_{2-6} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{\pi}{6} + \alpha.$$

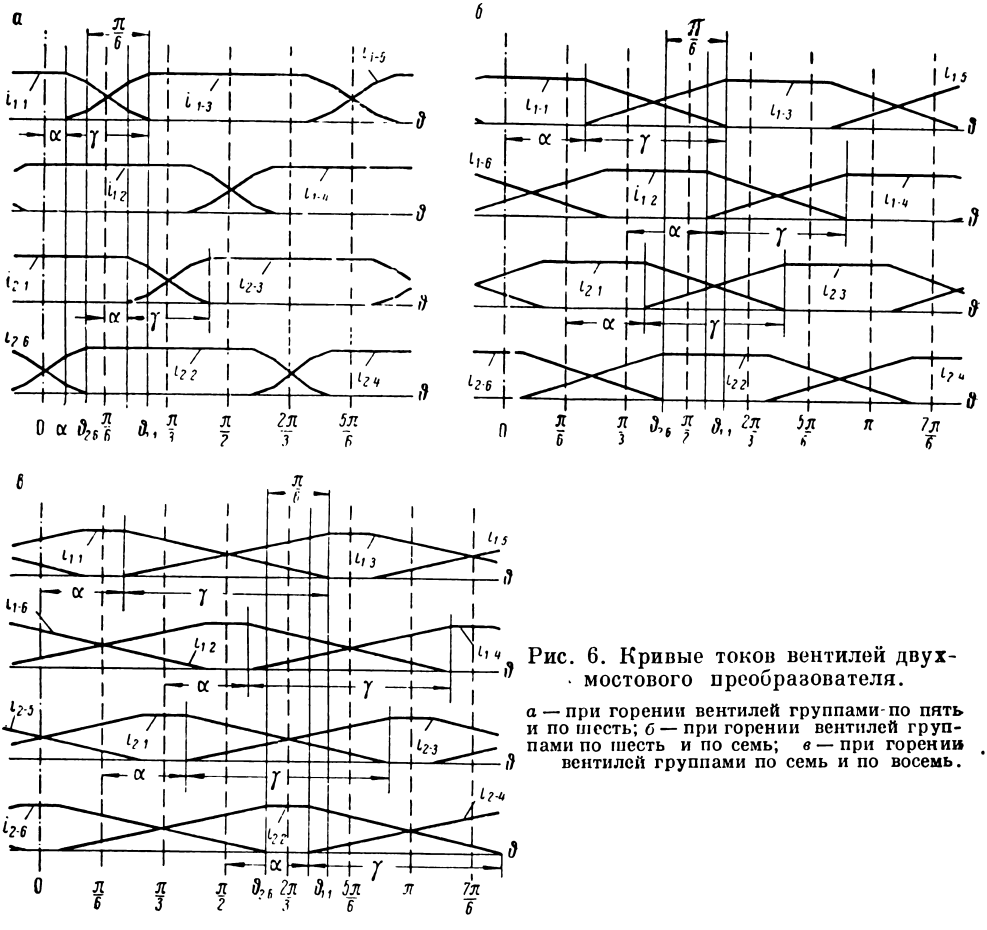


Рис. 6. Кривые токов вентилей двухмостового преобразователя.

а — при горении вентилей группами по пять и по шесть; *б* — при горении вентилей группами по шесть и по семь; *в* — при горении вентилей группами по семь и по восемь.

Из условия зажигания шестого вентиля *2—3* следует, что в рассматриваемом режиме будет иметь место вынужденный угол зажигания $\alpha_в \leqslant \psi_2$.

Значение тока i_{1-1} в момент $\vartheta = \frac{\pi}{6} + \alpha$

$$i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6} + \alpha\right) = i_{1-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}\left[\cos\vartheta_{2-6} - \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right)\right]. \qquad (2,46)$$

Момент ϑ_{2-6} и значение тока $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$ будут определены ниже.

Второй интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1*, *2—2* и *2—3*. Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2,14)—(2,21).

Постоянные интегрирования A_2 и A_3 определяем, используя следующие условия: в момент $\vartheta=\frac{\pi}{6}+\alpha$ ток $i_{1-1}=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6}+\alpha\right)$, а $i_{2-1}=I_d$. Получаем:

$$A_2=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6}+\alpha\right)-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right);$$
$$A_3=I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3\cos(\alpha-\psi_2). \qquad (2,47)$$

Следовательно:

$$i_{1-1}=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6}+\alpha\right)-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right)-\cos(\vartheta+\psi_2)\right];$$
$$i_{2-1}=I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3\left[\cos(\alpha-\psi_2)-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}-\psi_2\right)\right]. \qquad (2,48)$$

В момент $\vartheta=\vartheta_{1-1}=\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}$ гаснет вентиль *1—1*, т. е. $i_{1-1}(\vartheta_{1-1})=0$.

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{6}+\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\vartheta_{1-1}.$$

Положив в первом уравнении (2,48) $\vartheta=\vartheta_{1-1}$ и $i_{1-1}=0$, получим

$$\cos(\vartheta_{1-1}+\psi_2)=\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right)-\frac{2x_k}{\sqrt{3}E_mK_3}i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6}+\alpha\right). \qquad (2,49)$$

Значение тока i_{2-1} в момент ϑ_{1-1} будет равно

$$i_{2-1}(\vartheta_{1-1})=I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_3\left[\cos(\alpha-\psi_2)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{6}-\psi_2\right)\right]=i_{1-1}(\vartheta_{2-6}). \qquad (2,50)$$

Используя соотношение $\vartheta_{2-6}=\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{6}$, исключим из уравнений (2,46), (2,49) и (2,50) значения токов $i_{1-1}\left(\frac{\pi}{6}+\alpha\right)$ и $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$. После некоторых преобразований получим следующее уравнение для определения момента ϑ_{2-6}:

$$\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}+\psi_2\right)=\cos(\alpha-\psi_2)-\frac{2}{(2-\sqrt{3}x_{s*})K_3}\cdot\frac{2x_k}{\sqrt{3}E_m}I_d. \qquad (2,51)$$

Определив ϑ_{2-6} и ϑ_{1-1}, легко найти затем и все остальные величины. Продолжительность коммутации в рассматриваемом режиме равна

$$\gamma=\vartheta_{1-1}-\alpha.$$

При увеличении нагрузки преобразователя, работающего в выпрямительном режиме, продолжительность интервала горения пяти вентилей сокращается и в предельном случае наступает режим работы, при котором все время одновременно горит по шесть вентилей. Если пре-

образователь работает с углами α, меньшими $\frac{\pi}{6}+\psi_3'$, то при дальнейшем увеличении тока углы коммутации γ остаются постоянными и равными $\frac{\pi}{3}$, а вынужденные углы зажигания вновь начинают увеличиваться и возрастают до тех пор, пока не станут равными $\frac{\pi}{6}+\psi_3'$. Дальнейшее увеличение тока приводит к появлению нового режима, при котором вентили горят группами по шесть и по семь. При работе преобразователя с углами зажигания, бо́льшими $\frac{\pi}{6}+\psi_3'$, после исчезновения интервала одновременного горения пяти вентилей сразу наступает новый режим, при котором вентили горят группами по шесть и по семь.

При работе преобразователя в инверторном режиме, когда $\gamma+\delta<\frac{\pi}{3}$, напряжение на погасшем вентиле *2—6* переходит через нуль в интервале горения пяти вентилей в момент $\vartheta=\frac{5\pi}{6}-\psi_2=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, и, следовательно, должно иметь место равенство $\alpha+\gamma+\delta=\pi-\psi_2$. При достижении углом коммутации γ значения $\frac{\pi}{3}-\delta$ напряжение на вентиле *2—6* переходит через нуль в момент зажигания очередного, шестого, вентиля *2—3*, и углы α должны регулироваться так, чтобы выполнялось условие $\gamma=\frac{\pi}{3}-\delta$ до тех пор, пока угол α не уменьшится до значения $\frac{\pi}{2}-\psi_3''$, после чего возможен дальнейший рост угла коммутации γ. Если инвертор работает с углами $\gamma+\delta>\frac{\pi}{3}$, то напряжение на вентиле *2—6* переходит через нуль на интервале горения шести вентилей в момент $\vartheta=\frac{2\pi}{3}-\psi_3''=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, и, следовательно, должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\frac{5\pi}{6}-\psi_3''$.

Среднее значение выпрямленного напряжения в данном режиме определяется формулой

$$U_d=\frac{6}{\pi}\left(\int\limits_{\vartheta_{2-6}}^{\frac{\pi}{6}+\alpha} u_d d\vartheta+\int\limits_{\frac{\pi}{6}+\alpha}^{\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}} u_d d\vartheta\right). \qquad (2{,}52)$$

Уравнение внешней характеристики в режиме горения вентилей группами по пять и по шесть имеет следующий вид:

$$U_d=\frac{3}{\pi}(2+\sqrt{3}x_{s*})\left[\sqrt{3}E_m K_3\cos(\alpha-\psi_2)-\frac{2x_k}{2-\sqrt{3}x_{s*}}I_d\right]-4U_д. \qquad (2,53)$$

В. Вентили горят группами по шесть и по семь

Первый интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *2—1*, *2—2* и *2—3*. Данный интервал начинается с момента $\vartheta=\vartheta_{2-6}$, когда гаснет вентиль *2—6* и остаются гореть шесть вентилей (рис. 6, *б*). Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 14)—(2, 21). Для определения постоянных интегрирования A_2 и A_3

используем следующие условия: в момент $\vartheta = \vartheta_{2-6}$ токи $i_{1-1} = i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$ и $i_{2-1} = i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$. Получаем:

$$\begin{aligned} A_2 &= i_{1-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \cos(\vartheta_{2-6} + \psi_2); \\ A_3 &= i_{2-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \cos\left(\vartheta_{2-6} - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right). \end{aligned} \tag{2,54}$$

Следовательно:

$$\begin{aligned} i_{1-1} &= i_{1-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 [\cos(\vartheta_{2-6} + \psi_2) - \cos(\vartheta + \psi_2)]; \\ i_{2-1} &= i_{2-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \left[\cos\left(\vartheta_{2-6} - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right) - \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right)\right]. \end{aligned} \tag{2,55}$$

В момент времени $\vartheta = \frac{\pi}{3} + \alpha$ загорается седьмой вентиль *1—4*. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\vartheta_{2-6} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{\pi}{3} + \alpha.$$

Значения токов i_{1-1} и i_{2-1} в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} + \alpha$ будут равны:

$$\begin{aligned} i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right) &= i_{1-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \left[\cos(\vartheta_{2-6} + \psi_2) - \right. \\ &\quad \left. - \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{3} + \psi_2\right)\right]; \\ i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right) &= i_{2-1}(\vartheta_{2-6}) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_3 \left[\cos\left(\vartheta_{2-6} - \frac{\pi}{6} - \psi_2\right) - \right. \\ &\quad \left. - \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6} - \psi_2\right)\right]. \end{aligned} \tag{2,56}$$

Момент ϑ_{2-6} и значения токов $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$ и $i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$ будут определены ниже.

Второй интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *1—4*, *2—1*, *2—2* и *2—3*.

Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 22)—(2, 29). Постоянные интегрирования A_4, A_5 и A_6 определим, используя следующие условия: в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} + \alpha$ токи $i_{1-1} = i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right)$; $i_{1-2} = I_d$ и $i_{2-1} = i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right)$. Получаем:

$$\begin{aligned} A_4 &= i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_6 \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{2} + \psi_3'\right); \\ A_5 &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_6 \cos\left(\alpha - \frac{\pi}{6} - \psi_3'\right); \\ A_6 &= i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3} + \alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_7 \cos\left(\alpha + \frac{\pi}{6}\right). \end{aligned} \tag{2,57}$$

Следовательно:

$$i_{1-1}=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)-$$
$$-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}+\psi_3'\right)-\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)\right];$$
$$i_{1-2}=I_d-$$
$$-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}-\psi_3\right)-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)\right]; \quad (2,58)$$
$$i_{2-1}=i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)-$$
$$-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{6}\right)-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}\right)\right].$$

В момент $\vartheta=\vartheta_{11}=\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}$ гаснет вентиль *1—1*, т. е. $i_{1-1}(\vartheta_{1-1})=0$.

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3}+\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\vartheta_{1-1}.$$

Положив в первом уравнении (2.58) $\vartheta=\vartheta_{1-1}$ и $i_{1-1}=0$, получим

$$\cos\left(\vartheta_{1-1}+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)=\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}+\psi_3'\right)-$$
$$-\frac{2x_k}{\sqrt{3}E_mK_6}i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right). \quad (2,59)$$

Значения токов i_{1-2} и i_{2-1} в момент ϑ_{1-1} будут равны:

$$i_{1-2}(\vartheta_{1-1})=I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}-\psi_3'\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)\right]=i_{2-1}(\vartheta_{2-6}),$$
$$i_{2-1}(\vartheta_{1-1})=i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)- \quad (2,60)$$
$$-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{6}\right)-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{6}\right)\right]=i_{1-1}(\vartheta_{2-6}).$$

Учитывая соотношение $\vartheta_{2-6}=\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{6}$, исключим из пяти уравнений (2,56), (2,59) (2,60) значения токов $i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$, $i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$, $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$ и $i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$. После ряда преобразований получим следующее уравнение для определения момента ϑ_{2-6}:

$$\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{3}+\psi_3'\right)=\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}-\psi_3'\right)-\frac{2+\sqrt{3}x_{s^*}}{(1+x_{a^*})K_6}\frac{2x_k}{\sqrt{3}E_m}I_d. \quad (2,61)$$

Найдя ϑ_{2-6} и ϑ_{1-1}, можно определить затем остальные величины $i_{1-2}(\vartheta_{1-1})=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$; $i_{2-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$; $i_{2-1}(\vartheta_{1-1})=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$ и $i_{1-1}\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$.

Продолжительность коммутации в рассматриваемом режиме равна

$$\gamma=\vartheta_{1-1}-\alpha.$$

При дальнейшем увеличении нагрузки преобразователя, работающего выпрямителем, наступит режим, при котором продолжительность интервала одновременного горения шести вентилей сократится до нуля, и при $\vartheta_{1-1}=\frac{\pi}{2}+\alpha\geqslant\frac{2\pi}{3}-\psi_5$, т. е. при $\alpha\geqslant\frac{\pi}{6}-\psi_5$, наступает новый режим, при котором вентили горят группами по семь и по восемь.

При работе преобразователя в инверторном режиме если $\gamma+\delta<\frac{\pi}{2}$, то напряжение на погасшем вентиле *2—6* переходит через нуль в интервале горения шести вентилей в момент $\vartheta=\frac{2\pi}{3}-\psi_3''=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, и должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\frac{5\pi}{6}-\psi_3''$. Если $\gamma+\delta>\frac{\pi}{2}$, то напряжение на вентиле *2—6* переходит через нуль в интервале горения семи вентилей в момент $\vartheta=\frac{2\pi}{3}+\psi_5=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, и должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\frac{5\pi}{6}+\psi_5$.

Среднее значение выпрямленного напряжения в рассматриваемом режиме определяется формулой

$$U_d=\frac{6}{\pi}\left(\int\limits_{\vartheta_{2-6}}^{\frac{\pi}{3}+\alpha}u_d d\vartheta+\int\limits_{\frac{\pi}{3}+\alpha}^{\vartheta_{1-1}}u_d d\vartheta\right), \tag{2,62}$$

а уравнение внешней характеристики имеет следующий вид:

$$U_d=\frac{6}{\pi}\frac{3(1-x_{s*}^2)-x_{a*}}{2-\sqrt{3}x_{s*}}\left[\sqrt{3}E_m K_6\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}-\psi_3'\right)-\right.$$
$$\left.-\frac{2+\sqrt{3}x_{s*}}{1+x_{a*}}x_k I_d\right]-4U_д. \tag{2,63}$$

Г. Вентили горят группами по семь и по восемь

Первый интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *1—4*, *2—1*, *2—2* и *2—3*. Данный интервал начинается с момента $\vartheta=\vartheta_{2-6}$, когда гаснет вентиль *2—6* и остаются гореть семь вентилей (рис. 6, *в*). Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 22)—(2, 29). Постоянные интегрирования A_4, A_5 и A_6 определяем, используя следующие условия: в момент $\vartheta=\vartheta_{2-6}$ токи $i_{1-1}=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$; $i_{1-2}=i_{1-2}(\vartheta_{2-6})$ и $i_{2-1}=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$. Получаем:

$$A_4=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right);$$
$$A_5=i_{1-2}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right); \tag{2,64}$$
$$A_6=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{6}\right).$$

Следовательно:

$$i_{1-1}=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)\right];$$
$$i_{1-2}=i_{1-2}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)\right]; \qquad (2,65)$$
$$i_{2-1}=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{6}\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}\right)\right].$$

В момент $\vartheta=\frac{\pi}{2}+\alpha$ загорается восьмой вентиль *2—4*. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\vartheta_{2-6}\leqslant\vartheta\leqslant\frac{\pi}{2}+\alpha.$$

Значения токов i_{1-1}, i_{1-2}, i_{2-1} в момент $\vartheta=\frac{\pi}{2}+\alpha$ будут равны:

$$i_{1-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)=i_{1-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}+\psi_3'\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\alpha+\frac{2\pi}{3}+\psi_3'\right)\right];$$
$$i_{1-2}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)=i_{1-2}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_6\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{2}-\psi_3'\right)-\right. \qquad (2,66)$$
$$\left.-\cos(\alpha-\psi_3')\right];$$
$$i_{2-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_7\left[\cos\left(\vartheta_{2-6}-\frac{\pi}{6}\right)-\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right)\right].$$

Момент ϑ_{2-6} и значения токов $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$, $i_{1-2}(\vartheta_{2-6})$, $i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$ будут определены ниже.

Второй интервал. Горят вентили *1—1*, *1—2*, *1—3*, *1—4*, *2—1*, *2—2*, *2—3* и *2—4*. Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 30)—(2, 37). Постоянные интегрирования A_7, A_8, A_9 и A_{10} определим, используя следующие условия: в момент $\vartheta=\frac{\pi}{2}+\alpha$ токи $i_{1-1}=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$; $i_{1-2}=i_{1-2}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$; $i_{2-1}=i_{2-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$ и $i_{2-2}=I_d$. Получаем:

$$A_7=i_{1-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{12}\cos\left(\alpha+\frac{2\pi}{3}-\psi_5\right);$$
$$A_8=i_{1-2}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\cos(\alpha+\psi_6); \qquad (2,67)$$
$$A_9=i_{2-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}-\psi_6\right);$$
$$A_{10}=I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{12}\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_5\right).$$

Следовательно:

$$
\begin{aligned}
i_{1-1} &= i_{1-1}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{12}\left[\cos\left(\alpha+\tfrac{2\pi}{3}-\psi_5\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta+\tfrac{\pi}{6}-\psi_5\right)\right];\\
i_{1-2} &= i_{1-2}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\left[\cos\left(\alpha+\psi_6\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta-\tfrac{\pi}{2}+\psi_6\right)\right];\\
i_{2-1} &= i_{2-1}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\left[\cos\left(\alpha+\tfrac{\pi}{2}-\psi_6\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta-\psi_6\right)\right];\\
i_{2-2} &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{12}\left[\cos\left(\alpha-\tfrac{\pi}{6}+\psi_5\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta-\tfrac{2\pi}{3}+\psi_5\right)\right].
\end{aligned}
\tag{2,68}
$$

В момент $\vartheta=\vartheta_{1-1}=\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{6}$ гаснет вентиль *1—1*, т. е. $i_{1-1}(\vartheta_{1-1})=0$.

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{2}+\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\vartheta_{1-1}.$$

Положив в первом уравнении системы (2, 68) $\vartheta=\vartheta_{1-1}$ и $i_{1-1}=0$, получим

$$\cos\left(\vartheta_{1-1}+\tfrac{\pi}{6}-\psi_5\right)=\cos\left(\alpha+\tfrac{2\pi}{3}-\psi_5\right)-\frac{2x_k}{\sqrt{3}E_mK_{12}}i_{1-1}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right). \tag{2,69}$$

Значения токов в момент ϑ_{1-1} будут равны:

$$
\begin{aligned}
i_{1-2}(\vartheta_{1-1}) &= i_{1-2}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\left[\cos\left(\alpha+\psi_6\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\tfrac{\pi}{2}+\psi_6\right)\right]=i_{2-1}(\vartheta_{2-6});\\
i_{2-1}(\vartheta_{1-1}) &= i_{2-1}\left(\tfrac{\pi}{2}+\alpha\right) - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\left[\cos\left(\alpha+\tfrac{\pi}{2}-\psi_6\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\psi_6\right)\right]=i_{1-1}(\vartheta_{2-6});\\
i_{2-2}(\vartheta_{1-1}) &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{12}\left[\cos\left(\alpha-\tfrac{\pi}{6}+\psi_5\right)-\right.\\
&\left.-\cos\left(\vartheta_{1-1}-\tfrac{2\pi}{3}+\psi_5\right)\right]=i_{1-2}(\vartheta_{2-6}).
\end{aligned}
\tag{2,70}
$$

Используя соотношение $\vartheta_{2-6}=\vartheta_{1-1}-\frac{\pi}{6}$, исключим из семи уравнений (2, 66), (2, 69), (2, 70) значения токов $i_{1-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$, $i_{1-2}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$,

$i_{2-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$, $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})$, $i_{1-2}(\vartheta_{2-6})$, $i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$. После ряда преобразований получим следующее уравнение для определения момента ϑ_{2-6}:

$$\cos\left(\vartheta_{2-6}+\frac{\pi}{3}-\psi_5\right)=\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_5\right)-$$
$$-\frac{2\left[3\left(1-x_{в*}^2\right)-x_{a*}\right]}{\left[3+2x_{a*}-\left(\sqrt{3}\,x_{в*}+x_{a*}\right)^2\right]K_{12}}\cdot\frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}. \qquad (2,71)$$

После определения ϑ_{2-6} и ϑ_{1-1} значения токов на границах участков следует находить в следующем порядке: $i_{1-2}(\vartheta_{2-6})=i_{2-2}(\vartheta_{1-1})$, $i_{1-2}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$, $i_{1-2}(\vartheta_{1-1})=i_{2-1}(\vartheta_{2-6})$, $i_{2-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$, $i_{1-1}(\vartheta_{2-6})=i_{2-1}(\vartheta_{1-1})$, $i_{1-1}\left(\frac{\pi}{2}+\alpha\right)$.

Продолжительность коммутации в рассматриваемом режиме будет равна

$$\gamma=\vartheta_{1-1}-\alpha.$$

При увеличении нагрузки преобразователя, работающего в режиме выпрямителя, интервал горения семи вентилей уменьшается и может сократиться до нуля, после чего вентили начинают гореть группами по восемь. Дальнейшее увеличение нагрузки приведет к зажиганию девятого вентиля, однако режимы работы преобразователя с одновременным горением больше восьми вентилей здесь не рассматриваются.

При работе преобразователя в инверторном режиме и нагрузке, при которой напряжение на погасшем вентиле *2—6* переходит через нуль на интервале горения семи вентилей в момент $\vartheta=\frac{2\pi}{3}+\psi_5=-\frac{\pi}{6}+$ $+\alpha+\gamma+\delta$, должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\frac{5\pi}{6}+\psi_5$. Если напряжение на вентиле *2—6* переходит через нуль в интервале горения восьми вентилей в момент $\vartheta=\frac{3\pi}{4}+\psi_8=-\frac{\pi}{6}+\alpha+\gamma+\delta$, то должно выполняться условие $\alpha+\gamma+\delta=\frac{11\pi}{12}+\psi_8$.

Среднее значение выпрямленного напряжения определяется формулой

$$U_d=\frac{6}{\pi}\left(\int\limits_{\vartheta_{2-6}}^{\frac{\pi}{2}+\alpha}u_d d\vartheta+\int\limits_{\frac{\pi}{2}+\alpha}^{\vartheta_{1-1}}u_d d\vartheta\right), \qquad (2,72)$$

а уравнение внешней характеристики в режиме горения вентилей группами по семь и по восемь имеет следующий вид:

$$U_d=\frac{3}{\pi}\cdot\frac{3+2x_{a*}-\left(\sqrt{3}\,x_{в*}-x_{a*}\right)^2}{1+x_{a*}}\times$$
$$\times\left[\sqrt{3}\,E_m K_{12}\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_5\right)-\frac{3\left(1-x_{в*}^2\right)-x_{a*}}{3+2x_{a*}-\left(\sqrt{3}\,x_{в*}+x_{a*}\right)^2}\,2x_k I_d\right]-$$
$$-4U_д. \qquad (2,73)$$

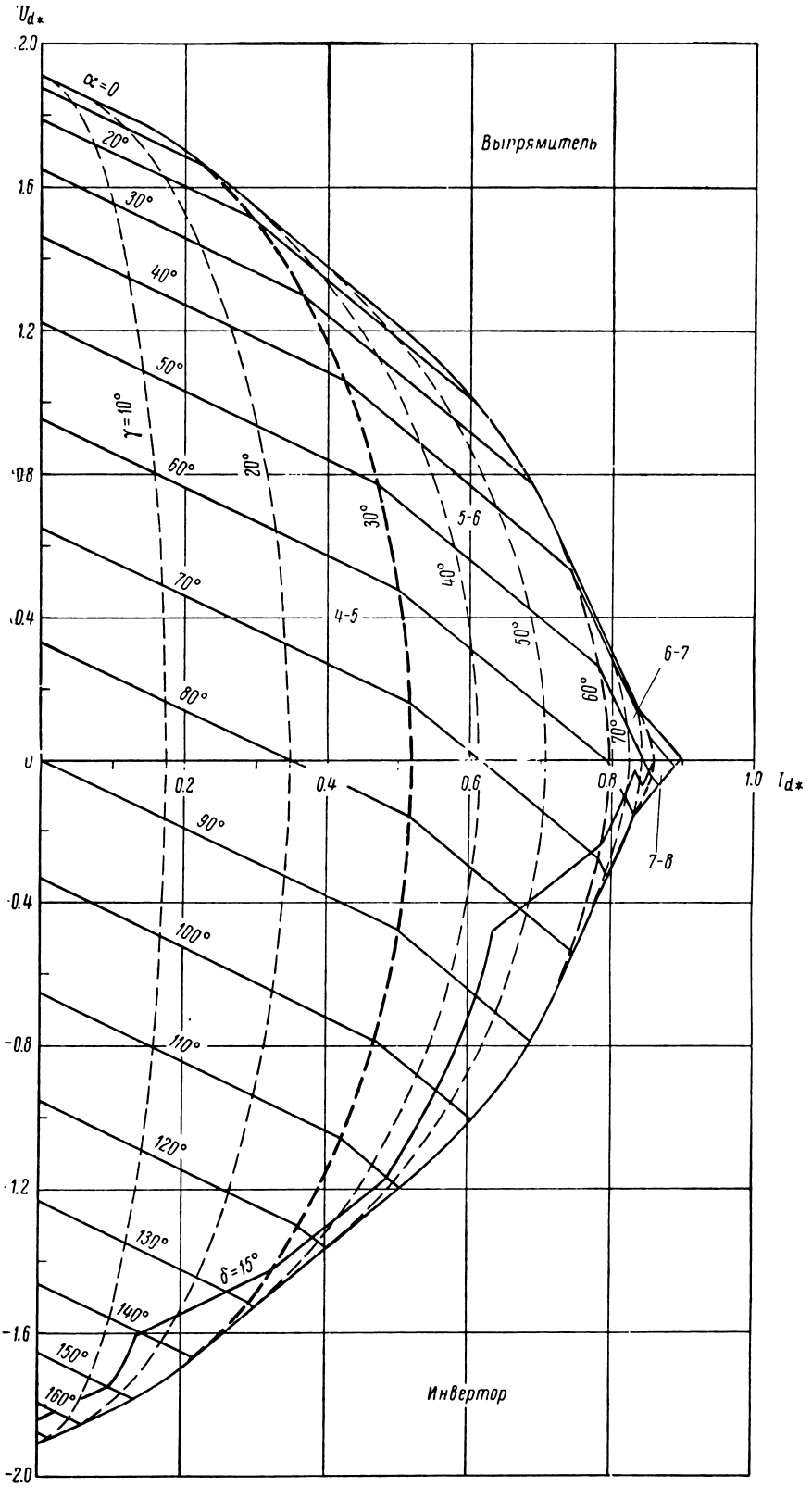


Рис. 7. Внешние характеристики двухмостового преобразователя.

§ 8. Внешние характеристики управляемого двухмостового преобразователя

Внешние характеристики, т. е. зависимость среднего значения выпрямленного напряжения от выпрямленного тока преобразователя удобно изображать в относительных величинах. Принимаем за базисные величины $E_б = \sqrt{3}E_m$ и $I_б = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}$. На рис. 7 изображены в относительных величинах внешние характеристики преобразователя, у которого $x_{s*} = 0.3$ и $x_{a*} = 0$. Тонкими сплошными линиями показаны характеристики при постоянных углах зажигания α, а тонкими пунктирными линиями — характеристики при неизменных углах коммутации γ.

Область характеристик, лежащая выше оси абсцисс, соответствует работе преобразователя в выпрямительном режиме, а область, лежащая ниже оси абсцисс — в инверторном. Переход от выпрямительного режима к инверторному режиму сопровождается изменением знака выпрямленного напряжения преобразователя. Направление выпрямленного тока при этом не меняется.

Режиму работы преобразователя с горением вентилей поочередно группами по четыре и по пять на рис. 7 соответствует область *4—5*. Внешние характеристики в этой области описываются уравнением (2, 43). Внутри области *4—5* углы коммутации $\gamma < 30°$. Правая граница этой области определяется линией, соответствующей углу коммутации $\gamma = 30°$. На границе области вентили все время горят группами по пять.

Режиму работы преобразователя с горением вентилей группами по пять и по шесть соответствует область *5—6*. В этой области внешние характеристики описываются уравнением (2, 53), а угол коммутации $\gamma > 30°$. При увеличении нагрузки преобразователя угол коммутации достигает 60°, и наступает режим, когда вентили все время горят группами по шесть. Линия, соответствующая углу коммутации $\gamma = 60°$, является правой границей области *5—6*. Из рис. 7 видно, что внешние характеристики при $\alpha = \text{const}$ на границе областей *4—5* и *5—6* имеют излом и в области *5—6* идут более круто.

Режиму работы преобразователя с горением вентилей группами по шесть и по семь на рис. 7 соответствует область, отмеченная цифрами *6—7*. Внешние характеристики в этой области описываются уравнением (2, 63). При переходе из области *5—6* в область *6—7* внешние характеристики для $\alpha = \text{const}$ опять имеют излом и идут более круто, чем в области *5—6*.

В рассматриваемом случае $x_{a*} = 0$ режим горения вентилей группами по шесть и по семь переходит в режим горения вентилей группами по семь и по восемь, которому на рис. 7 соответствует область *7—8*. Границей между областями *6—7* и *7—8* является линия $\gamma = 90°$. В области *7—8* внешние характеристики описываются уравнением (2,73). При $x_{a*} = 0$ областью *7—8* заканчиваются внешние характеристики двухмостового преобразователя. В области инверторного режима работы преобразователя нанесена сплошная жирная линия $\delta = 15° = \text{const}$. Угол погасания $\delta = 15°$ в настоящее время принят для мощных преобразователей передач постоянного тока. Он выбран с учетом времени, необходимого на деионизацию плазмы внутри вентиля при его погасании, с некоторым запасом. Необходимость поддержания $\delta > 0$ несколько сужает область возможной работы инвертора.

При $x_a* = 0$ границы областей возможной работы преобразователя зависят только от параметра x_s*. На рис. 8 приведены границы областей возможной работы преобразователя при разных значениях параметра x_s*.

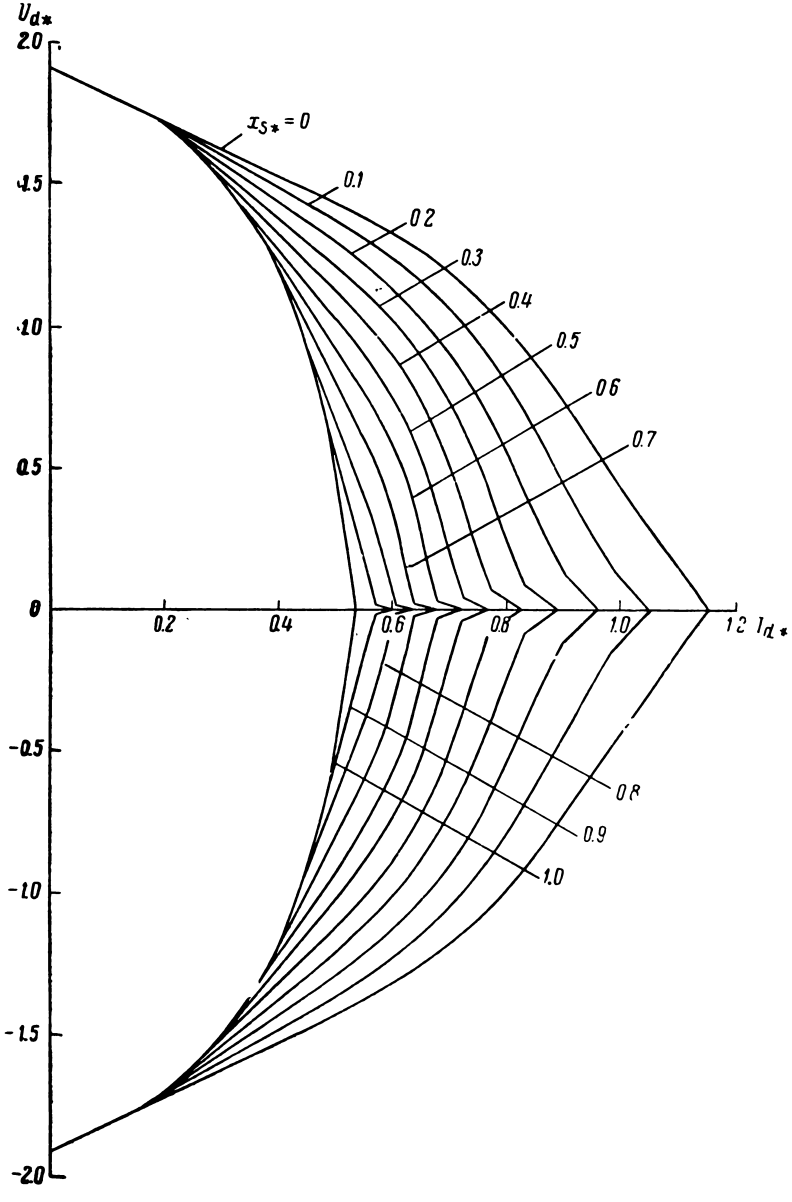


Рис. 8. Границы областей возможной работы двухмостового преобразователя.

Необходимо отметить, что обычно преобразователи работают при относительном значении выпрямленного тока $I_{d*} = 0.20—0.25$, т. е. в режиме, когда вентили горят группами по четыре и по пять. Боль-

шие токи и более сложные сочетания горящих вентилей встречаются редко и, как правило, кратковременно, при протекании переходных процессов.

§ 9. Режимы работы и внешние характеристики управляемого одномостового преобразователя

В некоторых случаях, например при передаче постоянным током небольших мощностей, могут применяться одномостовые преобразователи. Такие преобразователи уже получили широкое применение в различных областях техники. Поэтому анализ процессов в одномостовом преобразователе имеет самостоятельный интерес. Сопоставление характеристик одномостового и двухмостового преобразователей позволяет установить условия эквивалентности одномостового преобразователя двухмостовому. Впервые подробный анализ электромагнитных процессов в одномостовом преобразователе был выполнен В. И. Емельяновым [93].

Систему уравнений, описывающих процессы в одномостовом преобразователе, можно получить из систем уравнений (2, 1)—(2, 4), положив в них все токи, их производные и напряжения, относящиеся, например, ко второму мосту и отмеченные первым индексом *2*, равными нулю, и опустив первый индекс *1* у величин, относящихся к первому мосту. В оставшихся уравнениях заменим индексы у э. д. с. на порядковые номера 1, 2, ..., 6.

Для одномостового преобразователя с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Δ/Y, получим следующую систему уравнений:

$$\begin{gathered}
i_1+i_3+i_5=i_2+i_4+i_6=i_d=I_d;\\
i_a=i_2-i_5,\quad i_b=i_4-i_1,\quad i_c=i_6-i_3;\\
i_{\mathrm{I}}=\frac{1}{\sqrt{3}}\,i_a,\quad i_{\mathrm{II}}=\frac{1}{\sqrt{3}}\,i_b,\quad i_{\mathrm{III}}=\frac{1}{\sqrt{3}}\,i_c;\\
i_A=i_{\mathrm{I}}-i_{\mathrm{III}},\quad i_B=i_{\mathrm{II}}-i_{\mathrm{I}},\quad i_C=i_{\mathrm{III}}-i_{\mathrm{II}};\\
u_{\mathrm{I}}=\sqrt{3}\,u_a,\quad u_{\mathrm{II}}=\sqrt{3}\,u_b,\quad u_{\mathrm{III}}=\sqrt{3}\,u_c;
\end{gathered}\tag{2,74}$$

$$\begin{aligned}
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2-i_4-i_5)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+u_1+u_2+u_d=e_1,\\
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3-i_5-i_6)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3)+u_2+u_3+u_d=e_2,\\
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4-i_6-i_1)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+u_3+u_4+u_d=e_3,\\
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5-i_1-i_2)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5)+u_4+u_5+u_d=e_4,\\
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6-i_2-i_3)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6)+u_5+u_6+u_d=e_5,\\
&(x_s+x_T)\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1-i_3-i_4)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1)+u_6+u_1+u_d=e_6.
\end{aligned}\tag{2,75}$$

Здесь

$$e_1=-e_4=-\sqrt{3}\,e_B;\quad e_2=-e_5=\sqrt{3}\,e_A;\quad e_3=-e_6=-\sqrt{3}\,e_C.$$

Эквивалентная схема преобразователя, соответствующая уравнениям (2, 74) и (2, 75), приведена на рис. 9.

Если в системе уравнений (2, 1)—(2, 4) положить равными нулю токи и их производные, относящиеся не ко второму, а к первому мосту,

у которого обмотки трансформатора соединены по схеме Y/Y, то аналогичным образом получим подобную же систему уравнений, отличающуюся от систем (2, 74) и (2, 75) тем, что приведенные э. д. с. $e_1, \ldots, e_6$ и токи i_A, i_B и i_C имеют другие выражения. Приведенные э. д. с. для случая соединения обмоток трансформатора по схеме Y/Y имеют следующие выражения:

$$e_1 = -e_4 = e_A - e_B; \quad e_2 = -e_5 = e_A - e_C; \quad e_3 = -e_6 = e_B - e_C,$$

а токи в системе переменного тока имеют выражения:

$$i_A = i_a; \quad i_B = i_b; \quad i_C = i_c.$$

Для того чтобы приведенные э. д. с. $e_1, \ldots, e_6$ совпадали по фазам при соединении обмоток трансформатора как по схеме Δ/Y, так и по

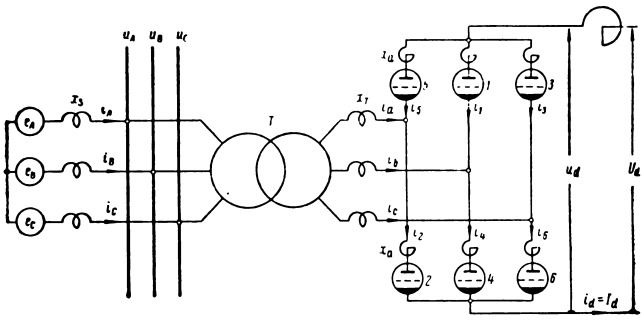


Рис. 9. Схема одномостового преобразователя.

схеме Y/Y, целесообразно в последнем случае изменить фазы принятых в § 6 эквивалентных э. д. с. системы, сдвинув их на 30° в сторону опережения, т. е. принять, что

$$e_A = E_m \cos\vartheta; \quad e_B = E_m \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right) \quad \text{и} \quad e_C = E_m \cos\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right).$$

В этом случае при обоих схемах соединения обмоток трансформаторов имеем одинаковую систему приведенных э. д. с.

$$e_1 = -\sqrt{3}\,E_m \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right), \quad e_2 = \sqrt{3}\,E_m \sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3}\right), \quad e_3 = \sqrt{3}\,E_m \sin\vartheta \text{ и т. д.}$$

В системе (2, 75) $x_T = \frac{1}{3}x'_T + x''_T$. При соединении обмоток трансформатора по схеме Y/Y это сопротивление будет равно

$$x_T = x'_T + x''_T.$$

Рассмотрим процессы в одномостовом преобразователе при наиболее характерных сочетаниях одновременно горящих вентилей.

Горят два вентиля: *1* и *2*. Положив токи в негоряших вентилях равными нулю: $i_3 = i_4 = i_5 = i_6 = 0$, а напряжения на горящих вентилях равными падению напряжения в дуге: $u_1 = u_2 = U_д$, из уравнений (2, 74) и (2, 75) получим:

$$i_1 = i_2 = I_d,$$

$$i_a = I_d; \quad i_b = -I_d; \quad i_c = 0;$$

$$i_{\text{I}}=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_{\text{II}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_{\text{III}}=0; \tag{2,76}$$

$$i_A=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_B=-\frac{2}{\sqrt{3}}i_d;\quad i_C=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;$$

$$u_d=e_1-2U_{\text{д}}=\sqrt{3}\,E_m\sin\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right)-2U_{\text{д}}; \tag{2,77}$$

$$u_3=e_3+U_{\text{д}}=\sqrt{3}\,E_m\sin\vartheta+U_{\text{д}};$$

$$u_4=u_5=e_4+U_{\text{д}}=\sqrt{3}\,E_m\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)+U_{\text{д}}; \tag{2,78}$$

$$u_6=e_5+U_{\text{д}}=\sqrt{3}\,E_m\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}\right)+U_{\text{д}}.$$

При соединении обмоток трансформатора по схеме Y/Y токи в системе будут равны:

$$i_A=I_d;\quad i_B=-I_d;\quad i_C=0.$$

Интервалу с рассматриваемым сочетанием одновременно горящих вентилей предшествует интервал, на котором, кроме указанных двух вентилей, горел еще вентиль *6*. Выражение для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным, получим из последнего уравнения (2, 78)

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)>\frac{U_{\text{д}}}{\sqrt{3}\,E_m}.$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых можно пренебречь падением напряжения в дуге горящего вентиля, положив $U_{\text{д}}=0$, напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{3}<\vartheta<\frac{2\pi}{3}.$$

Найдем интервал, на протяжении которого возможно зажигание очередного третьего вентиля *3*. Положив $u_3\geqslant U_{\text{з}}$, получим

$$\sin\vartheta\geqslant\frac{U_{\text{з}}-U_{\text{д}}}{\sqrt{3}\,E_m}.$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых $U_{\text{з}}-U_{\text{д}}\ll\sqrt{3}\,E_m$, вентиль *3* можно зажечь в интервале

$$0\leqslant\vartheta\leqslant\pi.$$

Горят три вентиля: *1*, *2* и *3*. Положим в уравнениях (2, 74) и (2, 75) $i_4=i_5=i_6=0$, а $u_1=u_2=u_3=U_{\text{д}}$. Из уравнений (2, 74) получим:

$$i_1+i_3=I_d;\quad i_2=I_d,\quad i_a=I_d,\quad i_b=-i_1,\quad i_c=-i_3;$$

$$i_{\text{I}}=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_{\text{II}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}i_1;\ i_{\text{III}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}i_3; \tag{2,79}$$

$$i_A=\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_3);\quad i_B=-\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_1);\quad i_C=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_1-i_3).$$

Учитывая, что $\frac{di_1}{d\vartheta} = -\frac{di_3}{d\vartheta}$, и взяв полуразность двух первых уравнений системы (2, 75), получим

$$\frac{di_3}{d\vartheta} = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\sin\vartheta, \tag{2, 80}$$

откуда находим

$$i_3 = -\frac{\sqrt{3}E_m}{3x_k}\cos\vartheta + A_1, \tag{2, 81}$$

где A_1 — постоянная интегрирования. Условия, необходимые для определения A_1 и других постоянных интегрирования, получаемых дальше, будут даны при рассмотрении режимов работы преобразователя.

Полусумма первых двух уравнений системы (2, 75) дает

$$u_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) - 2U_д = \frac{3}{2}E_m\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2}\right) - 2U_д. \tag{2, 82}$$

Из остальных уравнений (2, 75) получим:

$$\begin{aligned} u_4 &= -u_d - U_д + x_a\frac{di_3}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_mK_1^*\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} + \psi_1^*\right) + U_д;\\ u_5 &= e_4 + U_д - x_a\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{3}{2}E_m\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2}\right) + U_д;\\ u_6 &= -u_d - U_д - x_a\frac{di_3}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_mK_1^*\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_1^*\right) + U_д, \end{aligned} \tag{2, 83}$$

где

$$K_1^* = \frac{1}{2}\sqrt{3 + x_{a^*}^2};\quad \operatorname{tg}\psi_1^* = \frac{x_{a^*}}{\sqrt{3}};\quad x_{a^*} = \frac{x_a}{x_k};\quad x_k = x_в + x_т + x_a.$$

При соединении обмоток трансформатора по схеме Y/Y токи в системе будут равны:

$$i_A = I_d,\quad i_B = -i_1,\quad i_C = -i_3.$$

Выражение для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным, имеет вид

$$\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi_1^*\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}E_m}.$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, у которых $U_д \ll \sqrt{3}E_mK_1^*$, напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{2} + \psi_1^* < \vartheta < \frac{\pi}{2} + \psi_1^*.$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *4*

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2} + \psi_1^*\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}E_mK_1^*}.$$

При $U_з - U_д \ll \sqrt{3}E_mK_1^*$ вентиль *4* можно зажечь в интервале

$$\frac{\pi}{2} - \psi_1^* \leqslant \vartheta \leqslant \frac{3\pi}{2} - \psi_1^*.$$

Горят четыре вентиля: *1*, *2*, *3* и *4*. Положим в уравнениях (2,74) и (2,75) $i_5=i_6=0$, а $u_1=u_2=u_3=u_4=U_д$. Из уравнений (2,74) получим:

$$i_1+i_3=I_d,\quad i_2+i_4=I_d,\quad i_a=i_2,\quad i_b=i_4-i_1,\quad i_c=-i_3,$$
$$i_I=\frac{1}{\sqrt{3}}i_2,\quad i_{II}=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_4-i_1),\quad i_{III}=-\frac{1}{\sqrt{3}}i_3,\quad i_A=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_2+i_3),\qquad (2,84)$$
$$i_B=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_4-i_1-i_2),\quad i_C=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_1-i_3-i_4).$$

Решая первые три уравнения системы (2,75) с учетом соотношений (2,84) (из которых, в частности, следует, что $\frac{di_1}{d\vartheta}=-\frac{di_3}{d\vartheta}$ и $\frac{di_2}{d\vartheta}=-\frac{di_4}{d\vartheta}$), получим:

$$\frac{di_3}{d\vartheta}=-\frac{2e_6+(1-x_{a*})e_4}{x_k[4-(1-x_{a*})^2]}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_1^*\right),$$
$$\frac{di_4}{d\vartheta}=-\frac{2e_4+(1-x_{a*})e_6}{x_k[4-(1-x_{a*})^2]}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}+\psi_1^*\right),\qquad (2,85)$$

где

$$K_2^*=\frac{2\sqrt{3+x_{a*}^2}}{4-(1-x_{a*})^2}.$$

Интегрируя уравнения (2,85), получим:

$$i_3=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_1^*\right)+A_2;$$
$$i_4=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}+\psi_1^*\right)+A_3.\qquad (2,86)$$

Из остальных уравнений (2,75), после ряда преобразований, получим:

$$u_d=x_a\left(\frac{di_2}{d\vartheta}-\frac{di_1}{d\vartheta}\right)-2U_д=\sqrt{3}E_m\frac{x_{a*}}{1+x_{a*}}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)-2U_д;\qquad (2,87)$$

$$u_5=-u_d-U_д+x_a\frac{di_4}{d\vartheta}=-\sqrt{3}E_mK_3^*\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}+\psi_2^*\right)+2U_д;$$
$$u_6=-u_d-U_д-x_a\frac{di_3}{d\vartheta}=-\sqrt{3}E_mK_3^*\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_2^*\right)+2U_д,\qquad (2,88)$$

где

$$K_3^*=\frac{\sqrt{3}x_{a*}\sqrt{7-4x_{a*}+x_{a*}^2}}{4-(1-x_{a*})^2},\qquad \operatorname{tg}\psi_2^*=\frac{1+x_{a*}}{\sqrt{3}(3-x_{a*})}.$$

При соединении обмоток трансформатора по схеме Y/Y токи в системе будут равны:

$$i_A=i_2,\quad i_B=i_4-i_1,\quad i_C=-i_3.$$

Выражение для определения интервала, в котором напряжение на вентиле *6* будет отрицательным, имеет вид

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}-\psi_2^*\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}E_mK_3^*}.$$

Условие зажигания очередного пятого вентиля *5*

$$\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}+\psi_2^*\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}\,E_m K_з^*}.$$

Последние условия могут быть выполнены только при достаточно больших значениях x_{a^*}. При малых значениях x_{a^*} эти условия не удовлетворяются. Следовательно, одновременное горение более четырех вентилей при малых значениях x_{a^*} и при $x_{a^*}=0$, т. е. без анодных реакторов, невозможно. Поскольку работа преобразователя с одновременным горением более четырех вентилей даже при достаточно больших значениях x_{a^*} возможна лишь в режимах, близких к короткому замыканию на стороне постоянного тока, то рассматривать режимы с одновременным горением более четырех вентилей не будем.

Рассмотрим наиболее часто встречающиеся режимы работы преобразователя.

А. Вентили горят группами по два и по три

Первый интервал. Горят вентили *1* и *2*. Данный интервал начинается с момента $\vartheta=-\frac{\pi}{3}+\alpha+\gamma$, когда гаснет вентиль *6*. Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 76)—(2, 78). Следующий вентиль *3* загорится в момент $\vartheta=\alpha$. Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\frac{\pi}{3}+\alpha+\gamma\leqslant\vartheta\leqslant\alpha.$$

Второй интервал. Горят вентили *1*, *2* и *3*. В начале этого интервала в момент $\vartheta=\alpha$ загорается вентиль *3* и начинается коммутация тока с вентиля *1* на вентиль *3*. Электромагнитные процессы в этом интервале описываются выражениями (2, 79)—(2, 83). Для определения постоянной интегрирования A_1 используем условие: в момент $\vartheta=\alpha$ ток $i_3=0$. Получим

$$A_1=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}\cos\alpha. \qquad (2,89)$$

Подставив A_1 в выражение (2, 81), для тока i_3 получим следующее уравнение:

$$i_3=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}(\cos\alpha-\cos\vartheta). \qquad (2,90)$$

Рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\alpha+\gamma.$$

Зависимость между средним значением выпрямленного тока I_d и углами зажигания α и коммутации γ найдем, используя условие: в момент $\vartheta=\alpha+\gamma$ ток $i_3=I_d$. Из выражения (2, 90) получим

$$I_d=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)] \qquad (2,91)$$

или

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{x_k} \sin\frac{\gamma}{2} \sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right). \qquad (2,91')$$

В случае, когда выпрямленный ток I_d известен, уравнение (2,91) следует рассматривать как уравнение для определения угла коммутации γ. На рис. 10 изображены для рассматриваемого режима зависимости угла коммутации γ от относительного значения выпрямленного тока $I_{d_*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$. На этом рисунке совмещены семейства кривых для выпрямительного и инверторного режимов так, что по оси абсцисс от нуля в обе стороны отложены положительные значения относительного тока I_{d_*}. Жирная сплошная линия $\alpha = 0$ ограничивает область работы выпрямителя, а жирная пунктирная линия $\delta = 0$ ограничивает область работы инвертора. Обе эти границы описываются уравнением

$$I_{d_*} = 1 - \cos\gamma, \qquad (2,92)$$

которое получается из выражения (2,91), если положить в нем $\alpha = 0$.

При увеличении выпрямленного тока I_d возрастает угол коммутации γ и, следовательно, сокращается межкоммутационный интервал. Когда угол коммутации выпрямителя достигает 60°, наступает режим работы, при котором все время горят три вентиля. Дальнейшее увеличение выпрямленного тока в этом режиме приводит к появлению вынужденных углов зажигания $\alpha_в$, которые возрастают с увеличением нагрузки. Положив в уравнении (2,91') $\gamma = \frac{\pi}{3}$ и $\alpha = \alpha_в$ после несложных преобразований получим следующее выражение для определения вынужденного угла зажигания

$$\sin\left(\alpha_в + \frac{\pi}{6}\right) = \frac{x_k I_d}{\sqrt{3}E_m \sin\frac{\pi}{6}}. \qquad (2,93)$$

Когда сумма углов $\alpha_в + \gamma$ достигнет значения $\frac{\pi}{2} - \psi_1^*$, появятся условия для зажигания четвертого вентиля. Учитывая, что $\gamma = \frac{\pi}{3}$, а также условие зажигания вентиля *4*, получим

$$\alpha_в = \frac{\pi}{2} - \gamma - \psi_1^* = \frac{\pi}{6} - \psi_1^*.$$

После того как вынужденный угол зажигания $\alpha_в$ достигнет значения $\frac{\pi}{6} - \psi_1^*$, наступит другой режим работы выпрямителя, при котором вентили горят группами по три и по четыре. Если выпрямитель работает с углами α, большими, чем $\frac{\pi}{6} - \psi_1^*$, вынужденные углы зажигания не появляются и сразу же, как только угол коммутации станет равным 60°, наступает режим, при котором вентили горят группами по три и четыре.

При работе преобразователя в инверторном режиме увеличение нагрузки также приводит к росту угла коммутации и поэтому для поддержания постоянным угла погасания δ необходимо уменьшать угол α. Когда $\gamma + \delta < \frac{\pi}{3}$, напряжение на погасшем вентиле становится

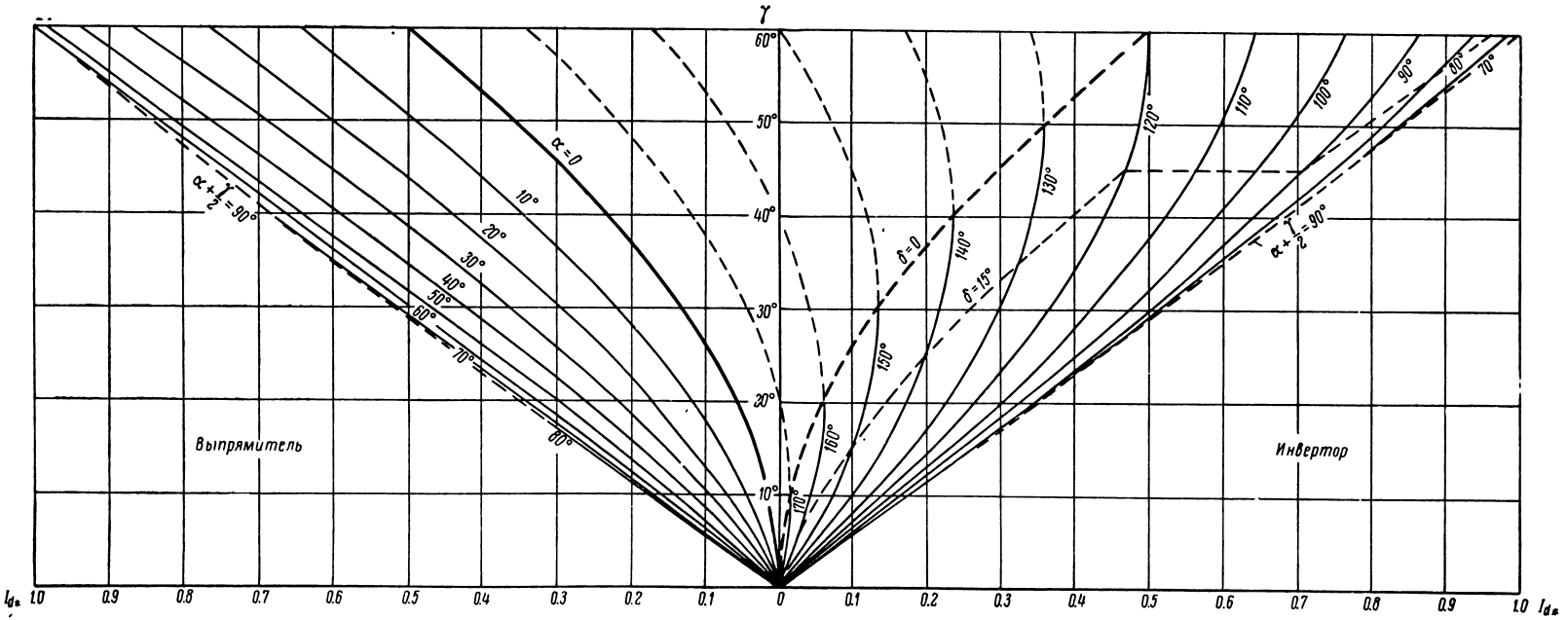


Рис. 10. Зависимости угла коммутации γ от относительной величины выпрямленного тока $I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ при работе преобразователя в режиме горения вентилей группами по два и три.

положительным в интервале горения двух вентилей (рис. 11, *а*). Для поддержания угла погасания δ неизменным необходимо уменьшать угол α так, чтобы выполнялось условие

$$\delta = \pi - (\alpha + \gamma). \tag{2,94}$$

Когда $\gamma + \delta = \frac{\pi}{3}$, момент перехода напряжения на вентиле *6* через нуль совпадает с моментом зажигания третьего вентиля (рис. 11, *б*). При этом угол зажигания α необходимо уменьшать так, чтобы оставался неизменным угол коммутации $\gamma = \frac{\pi}{3} - \delta$. Когда $\gamma + \delta > \frac{\pi}{3}$, напряжение на погасшем вентиле *6* становится положительным в интервале горения трех вентилей (рис. 11, *в*) в момент $\vartheta = \frac{\pi}{2} + \psi_1^* = -\frac{\pi}{3} + \alpha + \gamma + \delta$. Поэтому здесь должно выполняться условие: $\alpha + \gamma + \delta = \frac{5\pi}{6}$.

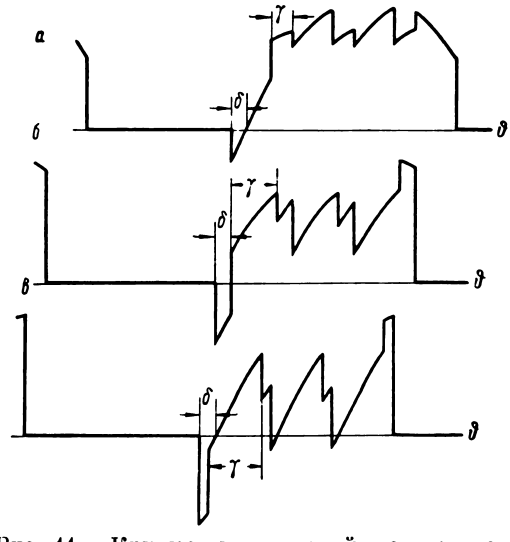


Рис. 11. Кривые напряжений на вентиле одномостового преобразователя.

а — при $\alpha = 140°$, $\gamma = 25°$; *б* — при $\alpha = 105°$, $\gamma = 45°$; *в* — при $\alpha = 85°$, $\gamma = 50°$.

На рис. 12 показаны кривые токов и напряжений одномостовых преобразователей с разными схемами соединения обмоток трансформаторов. Преобразователи работают в обоих случаях при одинаковой нагрузке. Из рисунка видно, что процессы в самом преобразователе и на вторичной стороне трансформаторов одинаковы как при соединении обмоток трансформаторов по схеме Δ/Y (рис. 12, *а*), так и по схеме Y/Y (рис. 12, *б*). Токи же в системе переменного тока отличаются по форме, а эквивалентные э. д. с. по фазе.

Среднее значение выпрямленного напряжения для рассматриваемого режима определяется по формуле

$$U_d = \frac{3}{\pi}\left(\int_{\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}}^{\alpha} u_d d\vartheta + \int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} u_d d\vartheta\right) \tag{2,95}$$

и равно

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} E_m [\cos\alpha + \cos(\alpha + \gamma)] - 2U_д \tag{2,96}$$

или

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m \cos\frac{\gamma}{2} \cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) - 2U_д. \tag{2,96'}$$

Исключая из выражений (2, 96) и (2, 91) $\cos(\alpha+\gamma)$, получим уравнение внешней характеристики одномостового преобразователя, работающего в режиме поочередного горения вентилей по два и по три

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d - 2U_д. \qquad (2, 97)$$

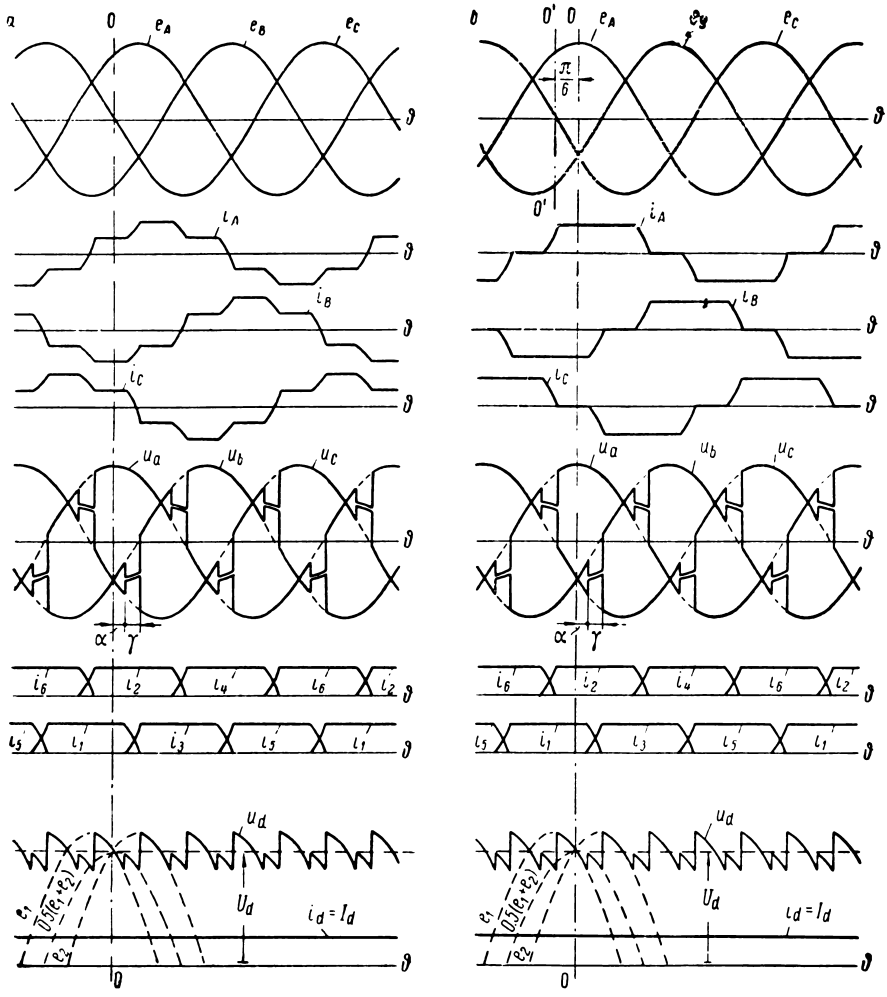


Рис. 12. Кривые токов и напряжений одномостового преобразователя.

а — при соединении обмоток трансформатора по схеме Δ/Y; *б* — при соединении обмоток трансформатора по схеме Y/Y.

Для удобства рассмотрения инверторных режимов выражение (2, 97) целесообразно преобразовать, используя зависимости (2, 91) и (2, 94), к виду

$$U_d = -\frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m \cos\delta + \frac{3}{\pi} x_k I_d - 2U_д. \qquad (2, 97')$$

Естественно, что выражение (2, 97′) справедливо только для режимов, при которых выполняется соотношение (2, 94).

Активная мощность преобразователя определяется произведением средних значений выпрямленного напряжения и тока. Она равна

$$P=\frac{3\sqrt{3}}{\pi}E_m I_d\cos\alpha-\frac{3}{\pi}x_k I_d^2-2U_д I_d, \qquad (2,98)$$

или

$$P=\frac{9E_m^2}{4\pi x_k}\sin\gamma\sin 2\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)-2U_д I_d. \qquad (2,98')$$

Б. Вентили горят группами по три и по четыре

Первый интервал. Горят вентили *1*, *2* и *3*. Процессы в преобразователе в этом интервале описываются выражениями (2,79)—(2,83). Для определения постоянной интегрирования A_1 используем условие; в момент $\vartheta=\vartheta_6$ ток $i_3=i_3(\vartheta_6)$ (рис. 13). Тогда из выражения (2,81) найдем

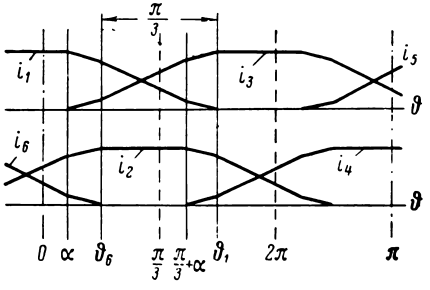


Рис. 13. Кривые токов вентилей одномостового преобразователя при горении вентилей группами по три и по четыре.

$$A_1=i_3(\vartheta_6)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\cos\vartheta_6. \qquad (2,99)$$

Подставив значение A_1 в выражение для тока i_3 получим:

$$i_3=i_3(\vartheta_6)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}[\cos\vartheta_6-\cos\vartheta]. \qquad (2,100)$$

В момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha$ зажигается четвертый вентиль *4*. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\vartheta_6\leqslant\vartheta\leqslant\frac{\pi}{3}+\alpha.$$

Значение тока i_3 в момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha$ будет равно

$$i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)=i_3(\vartheta_6)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\left[\cos\vartheta_6-\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{3}\right)\right]. \qquad (2,101)$$

Момент ϑ_6 и значения токов $i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$ и $i_1\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$ будут определены ниже.

Второй интервал. Горят вентили *1*, *2*, *3* и *4*. Процессы в преобразователе в этом интервале описываются выражениями (2,84)—(2,88). Постоянные интегрирования A_2 и A_3 определим, используя условия: в момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha$ ток $i_3=i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$ и ток $i_4=0$. Из выражений (2,86) найдем:

$$A_2=i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}-\psi_1^*\right);$$
$$A_3=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_1^*\right). \qquad (2,102)$$

Подставив выражения для A_2 и A_3 в выражения (2, 86), для токов i_3 и i_4 получим:

$$i_3 = i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}-\psi_1^*\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_1^*\right)\right]; \qquad (2,103)$$
$$i_4=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\left[\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_1^*\right)-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}+\psi_1^*\right)\right].$$

В момент $\vartheta=\vartheta_1=\vartheta_6+\frac{\pi}{3}$ гаснет вентиль *1*. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3}+\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\vartheta_1.$$

В момент $\vartheta=\vartheta_1$ ток $i_3=I_d$, а ток $i_4=i_4(\vartheta_1)=i_3(\vartheta_6)$. Следовательно:

$$I_d=i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\left[\cos\left(\alpha+\frac{\pi}{2}-\psi_1^*\right)-\right.$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta_1+\frac{\pi}{6}-\psi_1^*\right)\right];$$
$$i_4(\vartheta_1)=i_3(\vartheta_6)=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_2^*\left[\cos\left(\alpha-\frac{\pi}{6}+\psi_1^*\right)-\right. \qquad (2,104)$$
$$\left.-\cos\left(\vartheta_1-\frac{\pi}{2}+\psi_1^*\right)\right].$$

Найдем выражение для определения момента ϑ_6. Подставим в первое выражение (2, 104) вместо $i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$ его значение из выражения (2, 101) и исключим $i_3(\vartheta_6)$ из выражений (2, 104), после ряда преобразований с учетом соотношения $\vartheta_6=\vartheta_1-\frac{\pi}{3}$ получим

$$\sin(\vartheta_6-\psi_1^*)=\frac{3-x_{a^*}}{\sqrt{3+x_{a^*}^2}}\cdot\frac{2x_kI_d}{\sqrt{3}E_m}-\sin\left(\alpha+\frac{\pi}{3}+\psi_1^*\right). \qquad (2,105)$$

Так как $\vartheta_1=\vartheta_6+\frac{\pi}{3}=\alpha+\gamma$, то, зная ϑ_6, находим угол коммутации

$$\gamma=\vartheta_6+\frac{\pi}{3}-\alpha. \qquad (2,106)$$

Значение тока $i_1\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)=I_d-i_3\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)$ найдем из первого выражения (2, 104), преобразовав его с учетом выражения (2, 105) к виду

$$i_1\left(\frac{\pi}{3}+\alpha\right)=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\frac{2}{1+x_{a^*}}\left[\frac{2x_kI_d}{\sqrt{3}E_m}-\sin\left(\alpha+\frac{\pi}{6}\right)\right]. \qquad (2,107)$$

Для удобства вычислений второе выражение (2, 104) также целесообразно аналогичным образом привести к более простому виду

$$i_4(\vartheta_1)=i_3(\vartheta_6)=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\frac{2}{1+x_{a^*}}\left[\frac{2x_kI_d}{\sqrt{3}E_m}-\sin\left(\vartheta_6+\frac{\pi}{6}\right)\right]. \qquad (2,108)$$

Зависимость между средним значением выпрямленного тока I_d и углами α и γ в режиме поочередного горения вентилей по три и по четыре имеет следующий вид:

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} \cdot \frac{\sqrt{3+x_{a^*}^2}}{3-x_{a^*}} \left[\sin\left(\alpha + \frac{\pi}{3} + \psi_1^*\right) - \sin\left(\alpha + \gamma + \frac{\pi}{3} - \psi_1^*\right)\right]. \quad (2,109)$$

Среднее значение выпрямленного напряжения для рассматриваемого режима определяется по формуле

$$U_d = \frac{3}{\pi}\left(\int_{\vartheta_6}^{\frac{\pi}{3}+\alpha} u_d d\vartheta + \int_{\frac{\pi}{3}+\alpha}^{\vartheta_1} u_d d\vartheta\right)$$

и равно

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}E_m}{2\pi} \frac{\sqrt{3+x_{a^*}^2}}{1+x_{a^*}} \times$$
$$\times \left[\sin\left(\alpha + \frac{\pi}{3} + \psi_1^*\right) - \sin\left(\vartheta_6 - \psi_1^*\right)\right] - 2U_д. \quad (2,110)$$

Подставив в (2,110) вместо $\sin(\vartheta_6 - \psi_1^*)$ выражение (2,105), после несложных преобразований получим следующее уравнение внешней характеристики для режима поочередного горения вентилей группами по три и по четыре

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}E_m}{2\pi(1+x_{a^*})}\left[2\sqrt{3+x_{a^*}^2}\cos\left(\alpha - \frac{\pi}{6} + \psi_1^*\right) - \right.$$
$$\left. - (3 - x_{a^*})\frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}\right] - 2U_д. \quad (2,111)$$

Полученные выше выражения (2,97) и (2,111) позволяют построить внешние характеристики одномостового преобразователя. На рис. 14 приведены изображенные в принятых раньше относительных величинах $U_{d*} = \frac{U_d}{\sqrt{3}E_m}$ и $I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ внешние характеристики одномостового преобразователя при $x_{a^*} = 0$ и $U_д = 0$. В области *2—3* преобразователь работает в режиме поочередного горения вентилей группами по два и по три, а его внешние характеристики описываются уравнением (2,97). В этой области тонкими сплошными линиями нанесены характеристики преобразователя при работе его с равными углами зажигания α, а тонким пунктиром показаны линии равных углов коммутации $\gamma = \text{const}$. Эти линии представляют собой отрезки эллипсов и описываются уравнением

$$\frac{U_{d*}^2}{\left(\frac{3}{\pi}\cos\frac{\gamma}{2}\right)^2} + \frac{I_{d*}^2}{\left(2\sin\frac{\gamma}{2}\right)^2} = 1, \quad (2,112)$$

которое легко получается из выражений (2,91′) и (2,96), если исключить из них угол α и положить $U_д = 0$. В области инверторных режимов толстой сплошной линией показана внешняя характеристика при регулировании инвертора на поддержание неизменным угла погасания $\delta = 15° = \text{const}$. В области *3—4* тонкими прямыми линиями показаны

внешние характеристики при работе преобразователя в режиме горения вентилей группами по три и по четыре с равными α. Внешние

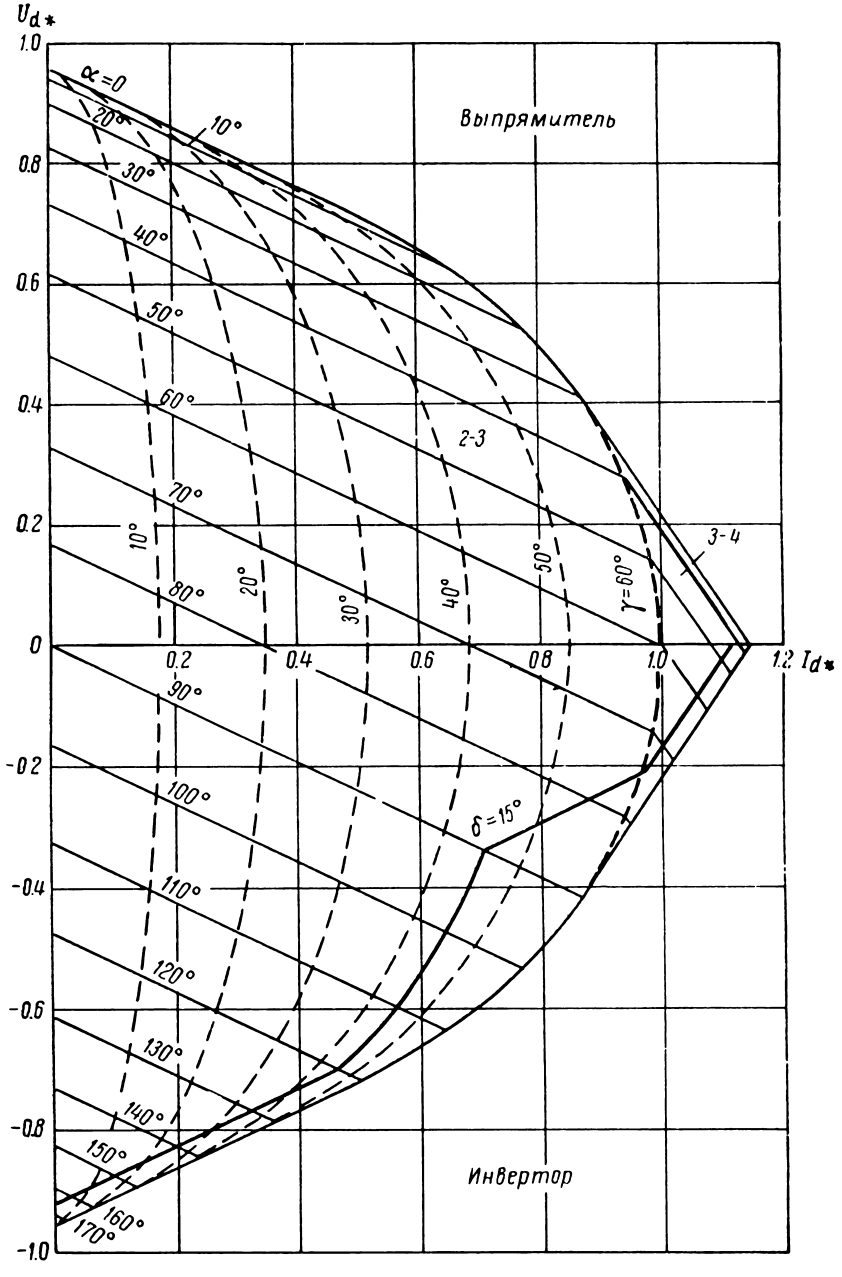


Рис. 14. Внешние характеристики одномостового преобразователя.

характеристики в этой области описываются уравнением (2, 111). Границей областей, в которых одномостовой преобразователь работает в режимах поочередного горения вентилей группами по два и три и

по три и четыре, на рис. 14 является линия $\gamma = 60°$, которая описывается уравнением

$$\frac{4\pi^2}{27} U_{d*}^2 + I_{d*}^2 = 1. \qquad (2,113)$$

§ 10. Об эквивалентности одномостового преобразователя двухмостовому

В ряде случаев, например при расчете энергетических характеристик и при исследовании влияния передачи постоянного тока на устойчивость систем переменного тока, когда представляют интерес не электромагнитные процессы внутри преобразователя, а его основные

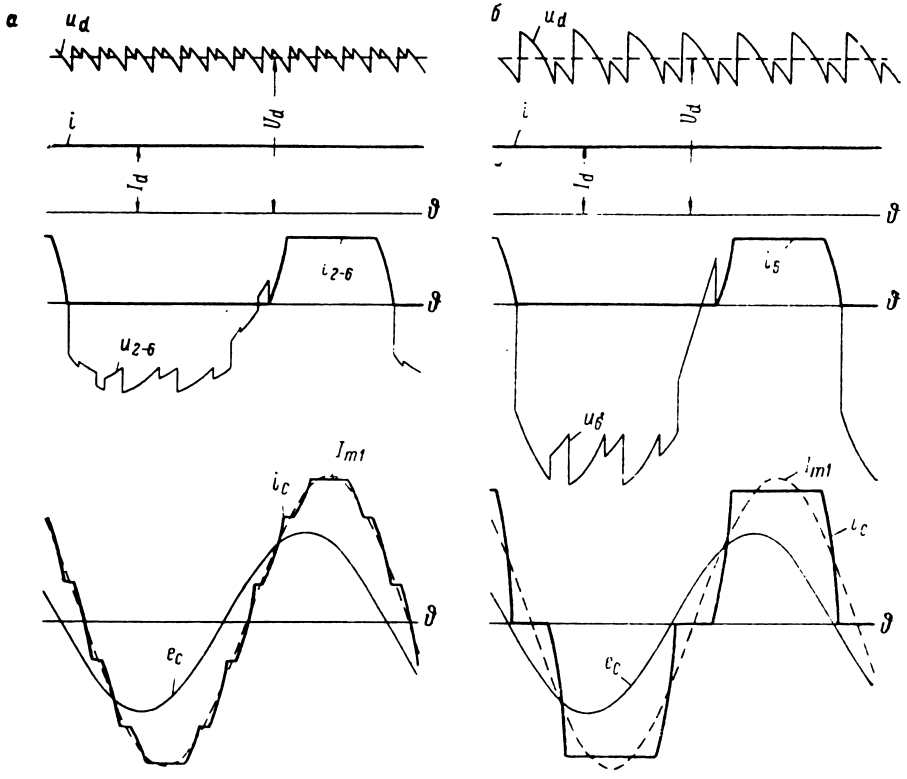


Рис. 15. Кривые напряжений и токов двухмостового (*а*) и одномостового (*б*) преобразователей.

интегральные характеристики — активная и реактивная мощности, средние значения выпрямленного тока и напряжения, можно заменить двухмостовой преобразователь эквивалентным одномостовым.

При этом электромагнитные процессы в одномостовом преобразователе будут в некоторых деталях отличаться от процессов в двухмостовом преобразователе. Как показано на рис. 15, будут разными формы кривых выпрямленного напряжения u_d и кривых напряжений на вентилях (например, u_{2-6}). Последнее сказывается, в частности, на величине углов погасания инвертора. Будут разными также формы кривых токов в системе переменного тока (например, i_c), следовательно, будет различным состав гармоник этих токов и будут несколько

отличаться действующие значения токов и напряжений. Однако эти отличия имеют второстепенное значение при исследовании вопросов, относящихся к области совместной работы преобразователей с системой переменного тока, при рассмотрении которых высшими гармониками можно пренебречь.

Найдем параметры эквивалентного одномостового преобразователя. Величины, относящиеся к одномостовому преобразователю, отметим нижним индексом (I), а относящиеся к двухмостовому преобразователю индексом (II). Внешние характеристики двухмостового и эквивалентного одномостового преобразователей должны быть одинаковыми, т. е. при равных токах I_{dI} и I_{dII} должны быть равны также выпрямленные напряжения U_{dI} и U_{dII}.

Из выражений (2,43) и (2,97) следует, что это может иметь место при выполнении условий:

$$E_{mI} = 2E_{mII}; \qquad (2,114)$$

$$x_{kI} = 2x_{kII} = 2(x_{sII} + x_{TII} + x_{aII}). \qquad (2,115)$$

Так как выражение (2,43) справедливо пока $\gamma \leqslant 30°$, то двухмостовой преобразователь можно заменить одномостовым только в таких режимах, когда угол коммутации не превышает 30°.

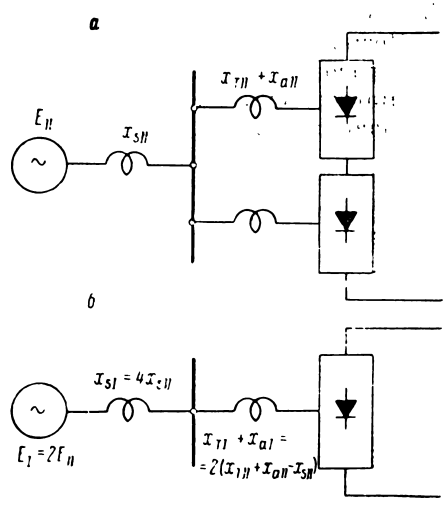


Рис. 16. Эквивалентные схемы двухмостового (*а*) и одномостового (*б*) преобразователей.

Рассмотрим, каковы должны быть индуктивные сопротивления x_{sI} и $x_{TI} + x_{aI}$. Для того чтобы реактивные мощности в системе переменного тока остались неизменными, нужно все сопротивления в системе переменного тока привести к новому значению э. д. с. Так как амплитуда э. д. с. системы эквивалентного одномостового преобразователя в соответствии с (2,114) увеличена в два раза, то все сопротивления в системе переменного тока необходимо увеличить в четыре раза

$$x_{sI} = 4x_{sII}. \qquad (2,116)$$

Величину $x_{TI} + x_{aI}$ необходимо выбрать так, чтобы выполнялось условие (2,115). Оно будет выполнено, если принять

$$x_{TI} + x_{aI} = 2(x_{TII} + x_{aII} - x_{sII}). \qquad (2,117)$$

Эквивалентные схемы и параметры двухмостового и одномостового преобразователей приведены на рис. 16.

Заметим, что если для двухмостового преобразователя имеет место отношение $x_{sII*} = \frac{x_{sII}}{x_{kII}}$, то для эквивалентного одномостового преобразователя будет:

$$x_{sI*} = \frac{x_{sI}}{x_{sI} + x_{TI} + x_{aI}} = \frac{4x_{sII}}{2(x_{sII} + x_{TII} + x_{aII})} = 2\frac{x_{sII}}{x_{kII}}, \qquad (2,118)$$

т. е. относительное значение индуктивного сопротивления системы переменного тока у эквивалентного одномостового преобразователя будет в два раза больше, чем у двухмостового. Можно показать, что активная и реактивная мощности по основной гармонике на стороне переменного тока у эквивалентного одномостового преобразователя будут такими же, как и у двухмостового.

Таким образом, при работе преобразователей в режимах с углами коммутации $\gamma \leqslant 30°$ одномостовой преобразователь можно рассматривать как эквивалентный двухмостовому. Такая эквивалентная замена преобразователей в большинстве случаев достаточна для рассмотрения работы преобразователей во всей области нормальных режимов, поскольку номинальному режиму обычно соответствует угол коммутации порядка 15—25°.

Возможность замены при анализе нормальных режимов двухмостового преобразователя одномостовым значительно упрощает исследование ряда рассмотренных в последующих главах сложных вопросов работы электропередачи постоянного тока в энергетических системах.

Глава III

КОМПЕНСАЦИЯ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПУТЕМ ПАРАЛЛЕЛЬНОГО ВКЛЮЧЕНИЯ КОНДЕНСАТОРОВ В ГЛАВНУЮ ЦЕПЬ

§ 11. Основные способы параллельного включения конденсаторов в главную цепь преобразователей

Преобразование переменного электрического тока в постоянный на выпрямительной подстанции и постоянного в переменный на инверторной подстанции электропередачи постоянного тока при отсутствии компенсирующих устройств сопровождается потреблением реактивной мощности соответственно из передающей и из приемной систем переменного тока. Потребление реактивной мощности обусловлено особенностями работы ионных преобразователей: сеточным регулированием и конечной продолжительностью процесса коммутации тока вентилей. Эти факторы определяют сдвиг фаз между основными гармониками напряжения и тока, а также искажение формы кривых тока и напряжения в системе переменного тока. Для компенсации реактивной мощности на преобразовательных подстанциях можно использовать синхронные компенсаторы и батареи конденсаторов.

Применение конденсаторов для компенсации реактивной мощности преобразовательных установок в последние годы получает все большее признание вследствие их меньшей стоимости, значительно меньших потерь энергии и простоты эксплуатации по сравнению с синхронными компенсаторами. В проекте первой мощной промышленной электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс принят вариант параллельного включения конденсаторных батарей в главную цепь инвертора [27].

Параллельное включение конденсаторов может быть осуществлено путем их присоединения к шинам преобразователей со стороны системы переменного тока или к зажимам третичных обмоток главных трансформаторов.

Схема параллельного включения конденсаторов через индуктивности к шинам преобразователя со стороны системы переменного тока является наиболее простой, поскольку в этом случае главные трансформаторы могут быть выполнены двухобмоточными, и вследствие этого потери энергии оказываются меньшими по сравнению с включением конденсаторов в цепь третичных обмоток главных трансформаторов.

Поскольку на преобразовательных подстанциях электропередач постоянного тока выбирается четное число последовательно соединенных преобразовательных мостов и, следовательно, преобразователь в целом работает в двенадцатифазном режиме, то при рассмотрении различных схем включения конденсаторов можно ограничиться двухмостовыми преобразователями, в которых один из главных трансформаторов имеет

соединения обмоток по схеме Y/Y, а другой — по схеме Y/Δ, благодаря чему создается необходимый сдвиг фаз напряжений в 30 электрических градусов в трехфазных цепях преобразовательных мостов. На рис. 17, *а* в однолинейном изображении дана схема параллельного включения кон-

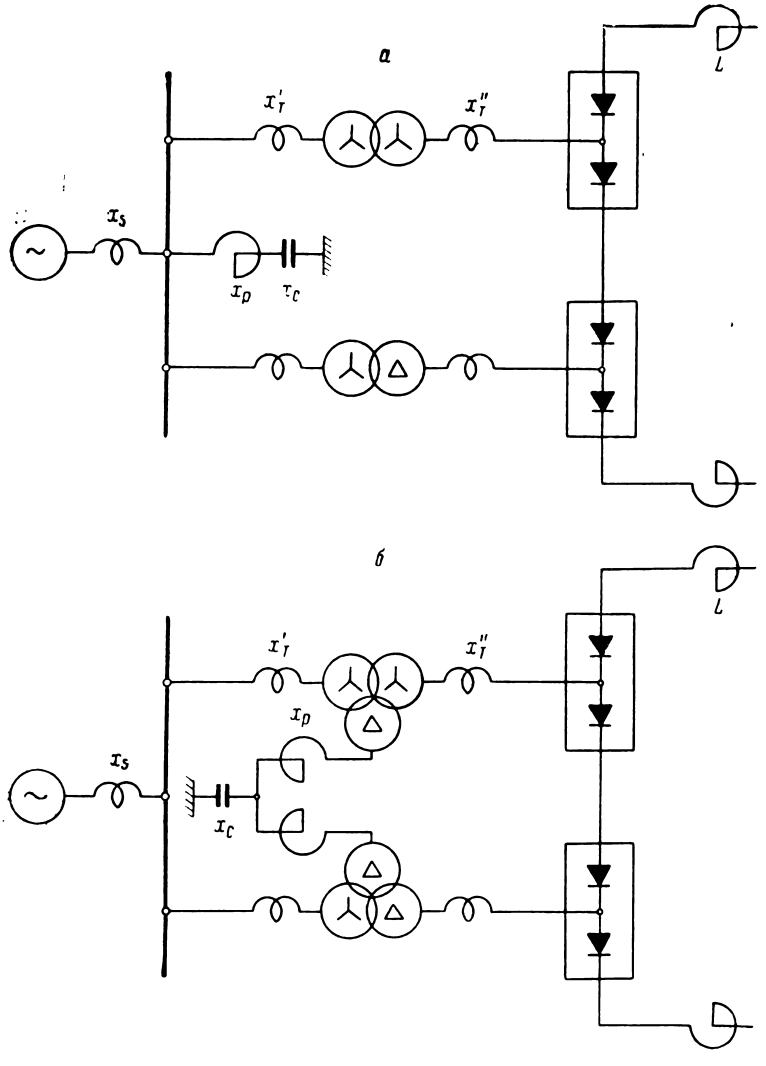


Рис. 17. Схемы двухмостовых преобразователей с параллельно включенными конденсаторами.

а — к общим шинам двухмостового преобразователя; *б* — к зажимам третичных обмоток трансформаторов каждого из мостов.

денсаторов к общим шинам переменного тока двухмостового преобразователя, а на рис. 17, *б* — схема параллельного включения конденсаторов к зажимам третичных обмоток трансформаторов. Для исследования принципиальных особенностей влияния параллельно включенных конденсаторов на режим работы преобразователей рассмотрим схему одномостового преобразователя, изображенную на рис. 18, в которой конденсаторы через индуктивности приключены к шинам системы переменного тока. Этот случай

охватывает также включение конденсаторов в цепь третичной обмотки главного трансформатора, поскольку эквивалентная расчетная схема в обоих случаях одинакова. Подробнее исследование особенностей электромагнитных процессов в одномостовом преобразователе с параллельно включенными конденсаторами представляет также и самостоятельный интерес.

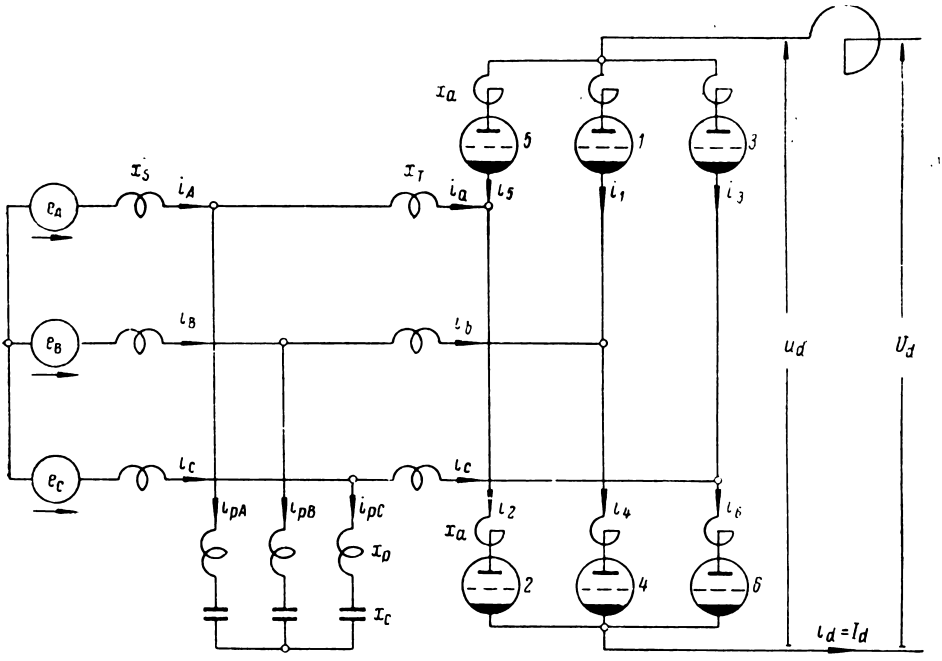


Рис. 18. Схема одномостового преобразователя с параллельно включенными конденсаторами.

§ 12. Уравнения токов и напряжений

Для схемы, представленной на рис. 18, справедливы следующие уравнения токов и напряжений:

$$\begin{gathered} i_1 + i_3 + i_5 = i_2 + i_4 + i_6 = i_d = I_d; \\ i_a = i_2 - i_5; \quad i_b = i_4 - i_1; \quad i_c = i_6 - i_3; \\ i_A = i_a + i_{pA}; \quad i_B = i_b + i_{pB}; \quad i_C = i_c + i_{pC}; \\ i_{pA} + i_{pB} + i_{pC} = 0. \end{gathered} \tag{3,1}$$

$$u_1 + u_4 + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_1 + i_4) = -u_d;$$

$$u_2 + u_5 + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_2 + i_5) = -u_d;$$

$$u_3 + u_6 + x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_3 + i_6) = -u_d;$$

$$x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_A-i_B)+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_a-i_b)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+u_1+u_2+u_d=e_A-e_B; \quad (3,2)$$

$$x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_B-i_C)+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_b-i_c)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+u_3+u_4+u_d=e_B-e_C;$$

$$x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_A-i_B)+x_p\frac{d}{d\vartheta}(i_{pA}-i_{pB})+x_c\int(i_{pA}-i_{pB})\,d\vartheta=e_A-e_B;$$

$$x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_B-i_C)+x_p\frac{d}{d\vartheta}(i_{pB}-i_{pC})+x_c\int(i_{pB}-i_{pC})\,d\vartheta=e_B-e_C.$$

Суммарное индуктивное сопротивление рассеяния трансформатора $x_T=x'_T+x''_T$, где x'_T и x''_T — индуктивные сопротивления рассеяния его первичной и вторичной обмоток при основной частоте тока 50 *гц*.

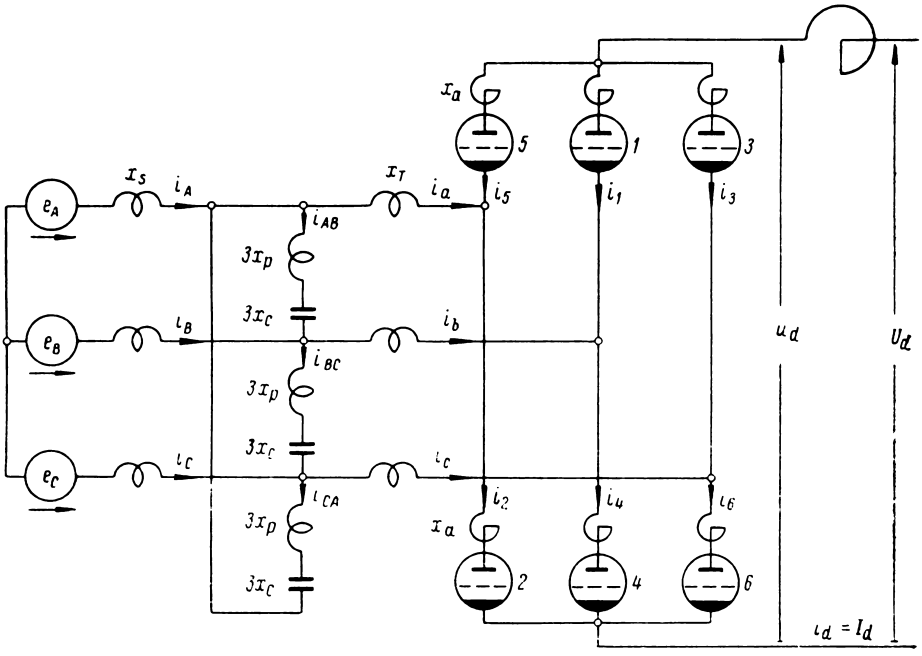


Рис. 19. Эквивалентная схема одномостового преобразователя с параллельно включенными конденсаторами.

Обозначим:

$$i_{AB}=\frac{1}{3}(i_{pA}-i_{pB}); \quad i_{BC}=\frac{1}{3}(i_{pB}-i_{pC}); \quad i_{CA}=\frac{1}{3}(i_{pC}-i_{pA}). \quad (3,3)$$

С учетом введенных обозначений заменим схему, изображенную на рис. 18, эквивалентной ей схемой, представленной на рис. 19, в которой параметры ветвей с конденсаторами, присоединенными к шинам системы переменного тока через некоторые индуктивности, пересчитаны для случая соединения этих ветвей треугольником.

Между токами в конденсаторах, включенных по схемам, изображенным на рис. 18 и 19, имеют место следующие соотношения:

$$i_{pA}=i_{AB}-i_{CA}; \quad i_{pB}=i_{BC}-i_{AB}; \quad i_{pC}=i_{CA}-i_{BC}. \quad (3,4)$$

Далее будем рассматривать электромагнитные процессы в преобразователе с конденсаторами, включенными по схеме, изображенной на рис. 19.

Для анализа электромагнитных процессов в преобразователе представляется удобным преобразовать систему уравнений (3, 2) и (3, 1) таким образом, чтобы оставить в них только токи в вентилях и в конденсаторах, исключив все фазные токи i_a, i_b, i_c, i_A, i_B и i_C. Преобразование уравнений следует выполнить так, чтобы в их число вошли шесть уравнений по всем шести контурам, включающим источники э. д. с. и цепь выпрямленного тока, по которым замыкаются токи, соответственно, при всех шести комбинациях горения вентилей по два. Эти уравнения целесообразно дополнить уравнениями по контурам, которые образуются ветвями с источниками э. д. с. и ветвями с конденсаторами. Осуществив это, получаем:

$$
\begin{aligned}
3x_s\frac{di_{AB}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2-i_4-i_5)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+\\
+u_1+u_2+u_d=e_A-e_B=e_1;\\
-3x_s\frac{di_{CA}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3-i_5-i_6)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3)+\\
+u_2+u_3+u_d=e_A-e_C=e_2;\\
3x_s\frac{di_{BC}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4-i_6-i_1)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+\\
+u_3+u_4+u_d=e_B-e_C=e_3;\\
-3x_s\frac{di_{AB}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5-i_1-i_2)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5)+\\
+u_4+u_5+u_d=e_B-e_A=e_4;\\
3x_s\frac{di_{CA}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6-i_2-i_3)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_5+t_6)+\\
+u_5+u_6+u_d=e_C-e_A=e_5;\\
-3x_s\frac{di_{BC}}{d\vartheta}+x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1-i_3-i_4)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1)+\\
+u_6+u_1+u_d=e_C-e_B=e_6;\\
3(x_p+x_s)\frac{di_{AB}}{d\vartheta}+3x_c\int i_{AB}d\vartheta+x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2-i_4-i_5)=e_A-e_B;\\
3(x_p+x_s)\frac{di_{BC}}{d\vartheta}+3x_c\int i_{BC}d\vartheta+x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4-i_6-i_1)=e_B-e_C,
\end{aligned}
\tag{3,5}
$$

причем

$$i_{AB}+i_{BC}+i_{CA}=0.$$

Здесь обозначено $x_R=x_s+x_T$.

Э. д. с. системы переменного тока являются заданными. Пусть эти э. д. с. равны:

$$e_A=E_m\cos\vartheta,\quad e_B=E_m\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}\right)\text{ и }e_C=E_m\cos\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right).\tag{3,6}$$

Заданным является также выпрямленный ток $i_d = I_d$, который мы считаем, как это обычно принимается при таком анализе, идеально сглаженным.

Напряжения и токи в конденсаторах связаны между собой соотношениями:

$$u_{AB} = 3x_c \int i_{AB} d\vartheta; \quad u_{BC} = 3x_c \int i_{BC} d\vartheta; \quad u_{CA} = 3x_c \int i_{CA} d\vartheta, \qquad (3,7)$$

причем

$$u_{AB} + u_{BC} + u_{CA} = 0.$$

Приведенные выше уравнения токов и напряжений справедливы при любых сочетаниях одновременно горящих вентилей. Рассматривая установившиеся электромагнитные процессы при симметрии э. д. с. в трехфазной цепи и в пределах режимов, не слишком близких к короткому замыканию в цепи выпрямленного тока, можно ограничиться исследованием работы преобразователя в режиме поочередного горения вентилей группами по два и по три в интервале повторяемости, составляющем 60 электрических градусов.

Предположим, что преобразователь имеет идеальные вентили и падение напряжения в дуге вентилей равно нулю.

Горение двух вентилей. Рассмотрим горение вентилей *1* и *2*. Имеем:

токи в вентилях

$$i'_1 = i'_2 = I_d, \quad i'_3 = i'_4 = i'_5 = i'_6 = 0;$$

токи в трехфазной цепи

$$i'_a = i'_2 = I_d, \quad i'_b = -i'_1 = -I_d, \quad i'_c = 0;$$
$$i'_A = I_d + i'_{AB} - i'_{CA}, \quad i'_B = -I_d + i'_{BC} - i'_{AB}, \quad i'_C = i'_{CA} - i'_{BC};$$

напряжения на вентилях

$$u'_1 = u'_2 = 0;$$
$$u'_3 = e_2 - e_1 - 3x_s \frac{di'_{BC}}{d\vartheta};$$
$$u'_4 = u'_5 = -u'_d;$$
$$u'_6 = e_6 - e_1 - 3x_s \frac{di'_{CA}}{d\vartheta};$$

выпрямленное напряжение

$$u'_d = e_1 - 3x_s \frac{di'_{AB}}{d\vartheta}.$$

Напряжения и токи в интервале горения двух вентилей здесь отмечены одним штрихом.

Выражая токи i_{AB} и i_{BC} через напряжения на конденсаторах

$$i_{AB} = \frac{1}{3x_c} \frac{du_{AB}}{d\vartheta} \text{ и } i_{BC} = \frac{1}{3x_c} \frac{du_{BC}}{d\vartheta}, \qquad (3,8)$$

получим после подстановки этих токов в два последних уравнения системы (3, 5) и деления обеих частей этих уравнений на коэффициент

при старшей производной следующие дифференциальные уравнения, справедливые в интервале одновременного горения двух вентилей:

$$\frac{d^2u'_{AB}}{d\vartheta^2}+\mu^2u'_{AB}=\mu^2(e_A-e_B);$$
$$\frac{d^2u'_{BC}}{d\vartheta^2}+\mu^2u'_{BC}=\mu^2(e_B-e_C); \qquad (3,9)$$

где

$$\mu^2=\frac{x_c}{x_p+x_s}.$$

Из дифференциальных уравнений (3,9) и выражений (3,8) находятся напряжения u'_{AB}, u'_{BC} и токи i'_{AB} и i'_{BC} конденсаторов в интервале одновременного горения двух вентилей, после чего определяются токи и напряжения во всех частях схемы преобразователя в этом интервале.

Горение трех вентилей. Рассмотрим горение вентилей *1*, *2* и *3*.

При одновременном горении трех вентилей происходит коммутация тока между вентилями *1* и *3*, в результате которой вентиль *1* гаснет, а вентиль *3* принимает весь ток. Имеем:
токи в вентилях

$$i''_1+i''_3=I_d;\quad i''_2=I_d;\quad i''_4=i''_5=i''_6=0;$$

токи в трехфазной цепи

$$i''_a=i''_2=I_d,\quad i''_b=-i''_1,\quad i''_c=-i''_3;$$
$$i''_A=I_d+i''_{AB}-i''_{CA},\quad i''_B=-i''_1+i''_{BC}-i''_{AB},\quad i''_C=-i''_3+i''_{CA}-i''_{BC};$$

напряжения на вентилях

$$u''_1=u''_2=u''_3=0;$$
$$u''_4=-u''_d-x_a\frac{di''_1}{d\vartheta};$$
$$u''_5=-u''_d;$$
$$u''_6=-u''_d-x_a\frac{di''_3}{d\vartheta};$$

выпрямленное напряжение

$$u''_d=\frac{1}{2}(e_1+e_2)-\frac{3}{2}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i''_{AB}-i''_{CA}).$$

Производные токов вентилей *1* и *3*, участвующих в процессе коммутации, связаны соотношением

$$\frac{di''_1}{d\vartheta}+\frac{di''_3}{d\vartheta}=0. \qquad (3,10)$$

Напряжения и токи в интервале горения трех вентилей здесь отмечены двумя штрихами.

Вычитая в системе (3, 5) первое уравнение из второго, получим для интервала одновременного горения трех вентилей следующее уравнение:

$$(x_R + x_a)\frac{d}{d\vartheta}(i''_3 - i''_1) - 3x_s\frac{d}{d\vartheta}(i''_{AB} + i''_{CA}) = e_B - e_C.$$

Используя соотношения, существующие между токами в вентилях i_1 и i_3, а также между токами в конденсаторах, перепишем это уравнение таким образом:

$$2x_k\frac{di''_3}{d\vartheta} = e_B - e_C - 3x_s\frac{di''_{BC}}{d\vartheta}.$$

Здесь обозначено

$$x_k = x_R + x_a.$$

Учитывая (3, 8), получим отсюда

$$\frac{di''_3}{d\vartheta} = \frac{e_B - e_C}{2x_k} - \frac{x_s}{2x_c x_k}\frac{d^2u''_{BC}}{d\vartheta^2}. \qquad (3, 11)$$

Подставляя далее выражения (3, 8) в два последних уравнения системы (3, 5), с учетом (3, 10) перепишем эти уравнения в таком виде:

$$\frac{1}{\mu^2}\frac{d^2u''_{AB}}{d\vartheta^2} + u''_{AB} = e_A - e_B + x_s\frac{di''_3}{d\vartheta};$$

$$\frac{1}{\mu^2}\frac{d^2u''_{BC}}{d\vartheta^2} + u''_{BC} = e_B - e_C - 2x_s\frac{di''_3}{d\vartheta}.$$

Подставим сюда выражение $\frac{di''_3}{d\vartheta}$ из уравнения (3, 11). Получим:

$$\frac{1}{\mu^2}\frac{d^2u''_{AB}}{d\vartheta^2} + u''_{AB} = e_A - e_B + \frac{x_s}{2x_k}(e_B - e_C) - \frac{x_s^2}{2x_c x_k}\frac{d^2u''_{BC}}{d\vartheta^2};$$

$$\frac{1}{\nu^2}\frac{d^2u''_{BC}}{d\vartheta^2} + u''_{BC} = \left(1 - \frac{x_s}{x_k}\right)(e_B - e_C).$$

Здесь введено обозначение

$$\nu^2 = \frac{x_c}{(x_p + x_s)(1 - x^*)},$$

где

$$x^* = \frac{x_s^2}{(x_p + x_s)x_k}.$$

Между параметрами μ, ν и x^* имеют место следующие связи:

$$\nu^2 = \frac{\mu^2}{1 - x^*} \text{ и } x^* = \frac{\nu^2 - \mu^2}{\nu^2}.$$

Исключив с помощью последнего дифференциального уравнения вторую производную напряжения u''_{BC} из уравнений для напряжения u''_{AB}

и тока i_3'', после простых преобразований получим окончательно следующие уравнения:

$$\frac{d^2u_{AB}''}{d\vartheta^2}+\mu^2u_{AB}''=\mu^2(e_A-e_B)+\frac{1}{2}(\nu^2-\mu^2)\left[\frac{x_p}{x_s}(e_B-e_C)+u_{BC}''\right];$$
$$\frac{d^2u_{BC}''}{d\vartheta^2}+\nu^2u_{BC}''=\nu^2\left(1-\frac{x_s}{x_k}\right)(e_B-e_C); \tag{3,12}$$

и

$$\frac{di_3''}{d\vartheta}=\frac{\nu^2-\mu^2}{2\mu^2x_s}\left[\frac{x_p}{x_s}(e_B-e_C)+u_{BC}''\right]. \tag{3,13}$$

Из дифференциальных уравнений (3,12) и выражений (3,8) находятся напряжения u_{BC}'', u_{AB}'' и токи i_{BC}'' и i_{AB}'', а из дифференциального уравнения (3,13) ток i_3'', после чего находится ток в вентиле *1*

$$i_1''=I_d-i_3'' \tag{3,14}$$

и затем все остальные токи и напряжения в интервале одновременного горения трех вентилей.

Если принять за базисную угловую частоту $\omega=2\pi f$, где $f=50$ *гц*, то коэффициенты μ и ν в уравнениях (3,9) и (3,12) определяют относительные значения угловых частот свободных колебаний напряжений и токов в трехфазной цепи преобразователя с параллельно включенными конденсаторами. Они зависят только от параметров этой цепи.

Условия на границах интервалов. Для искомых величин, определяемых дифференциальными уравнениями (3,9), (3,12) и (3,13) и выражениями (3,8), справедливы следующие условия на границах межкоммутационного $\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\leqslant\vartheta\leqslant\alpha\right)$ и коммутационного $(\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\alpha+\gamma)$ интервалов:

а) условия коммутации тока

$$i_3''(\alpha)=0,\quad i_3''(\alpha+\gamma)=I_d; \tag{3,15}$$

б) условия непрерывности напряжений на конденсаторах и токов в ветвях с конденсаторами, содержащих также индуктивности

$$u_{AB}'(\alpha)=u_{AB}''(\alpha);\quad u_{BC}'(\alpha)=u_{BC}''(\alpha);$$
$$i_{AB}'(\alpha)=i_{AB}''(\alpha);\quad i_{BC}'(\alpha)=i_{BC}''(\alpha); \tag{3,16}$$

в) условия симметрии взаимного расположения кривых напряжений и токов в конденсаторах во всех фазах на границах интервала повторяемости

$$u_{AB}''(\alpha+\gamma)=-u_{BC}'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\right);\quad u_{BC}''(\alpha+\gamma)=-u_{CA}'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\right);$$
$$i_{AB}''(\alpha+\gamma)=-i_{BC}'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\right);\quad i_{BC}''(\alpha+\gamma)=-i_{CA}'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\right). \tag{3,17}$$

Здесь α — угол зажигания, которым определяется момент зажигания очередного (в данном случае — третьего) вентиля относительно начала отсчета времени, жестко связанного с заданной системой э. д. с., и γ — угол коммутации.

Решение уравнений. Входящие в правые части уравнений (3,9), (3,12) и (3,13) э. д. с. системы переменного тока заданы выра-

жениями (3, 6). При этом начало отсчета времени совпадает с моментом перехода через нуль (в сторону возрастания) э. д. с. $e_B - e_C = \sqrt{3}\,E_m \sin\vartheta$.

Введем обозначения:

$$b = \frac{\mu^2}{\mu^2 - 1}\sqrt{3}\,E_m \quad \text{и} \quad q = \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1}\left(1 - \frac{x_s}{x_k}\right)\sqrt{3}\,E_m.$$

При принятом начале отсчета времени и введенных обозначениях решения уравнений (3, 9) и (3, 12) для напряжений на конденсаторах и выражения для токов в конденсаторах в общем случае, когда $\mu \neq 1$ и $\nu \neq 1$, имеют нижеследующий вид.

Напряжения на конденсаторах в межкоммутационном интервале $\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3} \leqslant \vartheta \leqslant \alpha\right)$ равны:

$$u'_{AB} = A_1 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + A_2 \cos\mu(\vartheta - \alpha) + b \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right);$$

$$\begin{gathered} u'_{BC} = B_1 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + B_2 \cos\mu(\vartheta - \alpha) + b \sin\vartheta; \\ u'_{CA} = -(u'_{AB} + u'_{BC}) = -(A_1 + B_1)\sin\mu(\vartheta - \alpha) - \\ -(A_2 + B_2)\cos\mu(\vartheta - \alpha) + b \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right). \end{gathered} \tag{3, 18}$$

Токи в конденсаторах в этом интервале равны:

$$i'_{AB} = \frac{\mu}{3x_c} A_1 \cos\mu(\vartheta - \alpha) - \frac{\mu}{3x_c} A_2 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + \frac{b}{3x_c}\cos\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right);$$

$$i'_{BC} = \frac{\mu}{3x_c} B_1 \cos\mu(\vartheta - \alpha) - \frac{\mu}{3x_c} B_2 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + \frac{b}{3x_c}\cos\vartheta;$$

$$\begin{gathered} i'_{CA} = -(i'_{AB} + i'_{BC}) = -\frac{\mu}{3x_c}(A_1 + B_1)\cos\mu(\vartheta - \alpha) + \\ + \frac{\mu}{3x_c}(A_2 + B_2)\sin\mu(\vartheta - \alpha) + \frac{b}{3x_c}\cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right). \end{gathered} \tag{3, 19}$$

Напряжения на конденсаторах в интервале коммутации ($\alpha \leqslant \vartheta \leqslant \alpha + \gamma$) равны:

$$u''_{BC} = B_3 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + B_4 \cos\nu(\vartheta - \alpha) + q \sin\vartheta;$$

$$\begin{gathered} u''_{AB} = A_3 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + A_4 \cos\mu(\vartheta - \alpha) - \\ -\frac{1}{2}[B_3 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + B_4 \cos\nu(\vartheta - \alpha)] + \frac{\sqrt{3}}{2} b \cos\vartheta - \frac{1}{2} q \sin\vartheta; \end{gathered} \tag{3, 20}$$

$$u''_{CA} = -(u''_{AB} + u''_{BC}).$$

Токи в конденсаторах в интервале коммутации равны:

$$i''_{BC} = \frac{\nu}{3x_c} B_3 \cos\nu(\vartheta - \alpha) - \frac{\nu}{3x_c} B_4 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + \frac{q}{3x_c}\cos\vartheta;$$

$$\begin{gathered} i''_{AB} = \frac{\mu}{3x_c} A_3 \cos\mu(\vartheta - \alpha) - \frac{\mu}{3x_c} A_4 \sin\mu(\vartheta - \alpha) - \\ -\frac{\nu}{6x_c}[B_3 \cos\nu(\vartheta - \alpha) - B_4 \sin\nu(\vartheta - \alpha)] - \frac{\sqrt{3}\cdot b}{6x_c}\sin\vartheta - \frac{q}{6x_c}\cos\vartheta; \end{gathered} \tag{3, 21}$$

$$i''_{CA} = -(i''_{AB} + i''_{BC}).$$

Решение уравнения (3, 13) для коммутирующего тока в вентиле *3* таково:

$$i_3''=-\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\cos\vartheta-$$

$$-\frac{\nu x_s}{2x_cx_k}[B_3\cos\nu(\vartheta-\alpha)-B_4\sin\nu(\vartheta-\alpha)]+N.$$

Постоянная интегрирования N определяется первым условием (3, 15), она равна:

$$N=\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\cos\alpha+\frac{\nu x_s}{2x_cx_k}B_3.$$

Окончательное выражение для тока i_3'' в интервале коммутации имеет такой вид:

$$i_3''=\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}(\cos\alpha-\cos\vartheta)+$$

$$+\frac{\nu x_s}{2x_cx_k}[B_3-B_3\cos\nu(\vartheta-\alpha)+B_4\sin\nu(\vartheta-\alpha)]. \qquad (3,22)$$

Ток в вентиле *1* в этом же интервале равен:

$$i_1''=I_d-\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}(\cos\alpha-\cos\vartheta)-$$

$$-\frac{\nu x_s}{2x_cx_k}[B_3-B_3\cos\nu(\vartheta-\alpha)+B_4\sin\nu(\vartheta-\alpha)]. \qquad (3,23)$$

Условия (3, 16) определяют следующие соотношения между постоянными интегрирования:

$$A_2-A_4+\frac{1}{2}B_4=\frac{1}{2}(b-q)\sin\alpha;$$

$$B_2-B_4=-(b-q)\sin\alpha;$$

$$A_1-A_3+\frac{1}{2}\frac{\nu}{\mu}B_3=\frac{1}{2\mu}(b-q)\cos\alpha;$$

$$B_1-\frac{\nu}{\mu}B_3=-\frac{1}{\mu}(b-q)\cos\alpha.$$

Из этих соотношений легко устанавливаются следующие связи между постоянными интегрирования в коммутационном и межкоммутационном интервалах:

$$\begin{aligned}A_3&=A_1+\frac{1}{2}B_1;\\ A_4&=A_2+\frac{1}{2}B_2;\\ B_3&=\frac{\mu}{\nu}B_1+\frac{1}{\nu}(b-q)\cos\alpha;\\ B_4&=B_2+(b-q)\sin\alpha.\end{aligned} \qquad (3,24)$$

Условия (3, 17) определяют следующие соотношения:

$$B_1\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-B_2\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-A_3\sin\mu\gamma-A_4\cos\mu\gamma+$$

$$+\frac{1}{2}(B_3\sin\nu\gamma+B_4\cos\nu\gamma)=\frac{1}{2}(b-q)\sin(\alpha+\gamma);$$

$$(A_1+B_1)\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-(A_2+B_2)\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+B_3\sin\nu\gamma+$$

$$+B_4\cos\nu\gamma=(b-q)\sin(\alpha+\gamma);$$

$$B_1\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+B_2\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+A_3\cos\mu\gamma-A_4\sin\mu\gamma-$$

$$-\frac{1}{2}\frac{\nu}{\mu}(B_3\cos\nu\gamma-B_4\sin\nu\gamma)=-\frac{1}{2\mu}(b--q)\cos(\alpha+\gamma),$$

$$(A_1+B_1)\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+(A_2+B_2)\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-$$

$$-\frac{\nu}{\mu}(B_3\cos\nu\gamma-B_4\sin\nu\gamma)=-\frac{1}{\mu}(b-q)\cos(\alpha+\gamma).$$

Здесь

$$b-q=\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\cdot\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{x_s}{x_k}\sqrt{3}\,E_m.$$

Используя соотношения (3, 24) между постоянными интегрирования в межкоммутационном и в коммутационном интервалах, вместо последних четырех соотношений после несложных преобразований можно получить следующую систему алгебраических уравнений для определения постоянных интегрирования A_1, A_2, B_1 и B_2:

$$A_1\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-A_2\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+B_1\left[\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+\right.$$

$$\left.+\frac{\mu}{\nu}\sin\nu\gamma\right]-B_2\left[\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-\cos\nu\gamma\right]=M_1;$$

$$A_1\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+A_2\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+B_1\left[\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-\right.$$

$$\left.-\cos\nu\gamma\right]+B_2\left[\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+\frac{\nu}{\mu}\sin\nu\gamma\right]=M_2; \qquad (3,25)$$

$$A_1\sin\mu\frac{\pi}{3}+A_2\left(2-\cos\mu\frac{\pi}{3}\right)-B_1\sin\mu\frac{\pi}{3}+B_2\left(1+\cos\mu\frac{\pi}{3}\right)=0;$$

$$-A_1\left(2-\cos\mu\frac{\pi}{3}\right)+A_2\sin\mu\frac{\pi}{3}-B_1\left(1+\cos\mu\frac{\pi}{3}\right)-$$

$$-B_2\sin\mu\frac{\pi}{3}=0.$$

Здесь обозначено:

$$M_1=\frac{1}{\nu}(b-q)[\nu\sin(\alpha+\gamma)-\nu\sin\alpha\cos\nu\gamma-\cos\alpha\sin\nu\gamma],$$

$$M_2=\frac{1}{\mu}(b-q)[\cos\alpha\cos\nu\gamma-\nu\sin\alpha\sin\nu\gamma-\cos(\alpha+\gamma)].$$

Определитель системы (3, 25) имеет вид:

$$D=2b_0+\left(\frac{\mu}{\nu}+\frac{\nu}{\mu}\right)b_1\sin\nu\gamma-2b_2\cos\nu\gamma. \qquad (3,26)$$

Решение системы уравнений (3, 25) таково:

$$A_1=\frac{D_{A_1}}{D},\quad A_2=\frac{D_{A_2}}{D},\quad B_1=\frac{D_{B_1}}{D}\ \text{и}\ B_2=\frac{D_{B_2}}{D},\qquad (3,27)$$

где

$$D_{A_1}=a_1M_1+a_2M_2-c_1M_{12}-c_2M_{21};$$
$$D_{A_2}=-a_2M_1+a_1M_2+c_2M_{12}-c_1M_{21};$$
$$D_{B_1}=b_1M_1+b_2M_2+b_0M_{12};$$
$$D_{B_2}=-b_2M_1+b_1M_2+b_0M_{21}.$$

Здесь

$$M_{12}=\frac{\nu}{\mu}M_1\sin\nu\gamma-M_2\cos\nu\gamma;$$

$$M_{21}=M_1\cos\nu\gamma+\frac{\mu}{\nu}M_2\sin\nu\gamma;$$

$$a_1=2\sin\mu\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+\sin\mu\gamma;$$

$$a_2=2\cos\mu\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-\cos\mu\gamma;$$

$$b_1=-4\sin\mu\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+4\sin\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)+\sin\mu\gamma;$$

$$b_2=-4\cos\mu\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+4\cos\mu\left(\frac{\pi}{3}-\gamma\right)-\cos\mu\gamma;$$

$$b_0=5-4\cos\mu\frac{\pi}{3},$$

$$c_1=1+\cos\mu\frac{\pi}{3},$$

$$c_2=3\sin\mu\frac{\pi}{3}.$$

После того как найдены постоянные интегрирования, входящие в выражения токов и напряжений на конденсаторах, и, таким образом, эти токи и напряжения полностью определены, легко определяются напряжения во всех остальных частях схемы преобразователя.

§ 13. Напряжения на вентилях и условия зажигания и погасания вентилей

Напряжения на вентилях в преобразователе с параллельно включенными конденсаторами в его главную цепь, в отличие от обычного преобразователя без конденсаторов, определяются не только линейными э. д. с. системы переменного тока и падениями напряжения в индуктивном сопротивлении цепи переменного тока, создаваемыми токами в вентилях, но зависят также от падений напряжения в индуктивном сопротивлении системы переменного тока, создаваемых токами, ответвляющимися в параллельно приключенные цепи с конденсаторами и реакторами. Выражения напряжений на вентилях для интервалов, на которых соответственно проводят ток два или три вентиля, были получены из общих уравнений (3, 5) и (3, 2). В развернутом виде выражения для напряжений на вентилях имеют вид:

в межкоммутационном интервале:

$$u_1' = u_2' = 0;$$

$$u_3' = e_B - e_C - 3x_s \frac{di_{BC}'}{d\vartheta} = \sqrt{3}E_m k_\mu \sin\vartheta + \\ + \frac{x_s}{x_p + x_s}[B_1 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + B_2 \cos\mu(\vartheta - \alpha)];$$

$$u_4' = u_5' = -u_d' = e_B - e_A + 3x_s \frac{di_{AB}'}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m k_\mu \cos\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) - \\ - \frac{x_s}{x_p + x_s}[A_1 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + A_2 \cos\mu(\vartheta - \alpha)]; \qquad (3, 28)$$

$$u_6' = e_C - e_A - 3x_s \frac{di_{CA}'}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m k_\mu \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{6}\right) - \\ - \frac{x_s}{x_p + x_s}[(A_1 + B_1)\sin\mu(\vartheta - \alpha) + (A_2 + B_2)\cos\mu(\vartheta - \alpha)];$$

в коммутационном интервале:

$$u_1'' = u_2'' = u_3'' = 0;$$

$$u_4'' = -u_d'' - x_a \frac{di_1''}{d\vartheta} = -u_d'' + \sqrt{3}E_m \frac{x_a}{2x_k} k_\nu \sin\vartheta + \\ + \frac{\nu^2 x_s x_a}{2x_c x_k}[B_3 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + B_4 \cos\nu(\vartheta - \alpha)];$$

$$u_5'' = -u_d'' = -\frac{3}{2}E_m k_\mu \cos\vartheta - \\ - \frac{x_s}{x_p + x_s}[A_3 \sin\mu(\vartheta - \alpha) + A_4 \cos\mu(\vartheta - \alpha)]; \qquad (3, 29)$$

$$u_6'' = -u_d'' - x_a \frac{di_3''}{d\vartheta} = -u_d'' - \sqrt{3}E_m \frac{x_a}{2x_k} k_\nu \sin\vartheta - \\ - \frac{\nu^2 x_s x_a}{2x_c x_k}[B_3 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + B_4 \cos\nu(\vartheta - \alpha)].$$

Здесь для краткости записи обозначено:

$$k_\mu = \frac{\mu^2}{\mu^2 - 1}\left(1 - \frac{x_p}{x_c}\right) \text{ и } k_\nu = \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1}\left(1 - \frac{x_p}{x_c}\right).$$

Возможность загорания очередного вентиля, вступающего в работу в выпрямительном режиме преобразования тока, появляется в момент времени, когда напряжение на вентиле изменяет свой знак при переходе через нуль из области отрицательных значений в область положительных значений. Этот момент времени в преобразователе с конденсаторами в главной цепи отличается от момента перехода через нуль основной э. д. с. $e_B - e_C$, принятого за начало отсчета ($\vartheta = 0$). Условимся характеризовать этот момент времени углом α_0, который назовем углом естественного зажигания выпрямителя. Угол естественного зажигания α_0 выпрямителя можно найти, приравняв нулю напряжение на очередном, в данном случае третьем, вентиле

$$u_3'(\alpha_0) = 0.$$

В развернутом виде это условие принимает вид:

$$\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\sqrt{3}E_m \sin\alpha_0+\frac{x_s}{x_p+x_s}B_2=0. \qquad (3,30)$$

В управляемом преобразователе положительный импульс на сетку очередного вентиля подается в момент $\vartheta=\alpha$, когда напряжение на вентиле уже имеет положительный знак. Разность $\alpha-\alpha_0$ определяет в угловых величинах запаздывание зажигания вентиля относительно момента перехода напряжения на нем через нуль в сторону возрастания. Угол $\alpha'=\alpha-\alpha_0$ назовем углом запаздывания зажигания. Величину этого угла можно определить после того, как из уравнения (3, 30) найден угол естественного зажигания α_0.

В инверторном режиме процесс коммутации тока должен закончиться несколько ранее того момента, когда напряжение в контуре коммутации, приложенное к погасшему вентилю, изменит свой знак, ввиду необходимости обеспечить угол запаса δ_0, определяемый временем деионизации плазмы дуги погасшего вентиля с некоторым запасом. Угол погасания инвертора δ должен быть не меньше угла запаса δ_0. Величину угла погасания δ можно найти из условия перехода через нуль напряжения на погасшем вентиле, т. е. из условия:

$$u'_6\left(\alpha+\gamma+\delta-\frac{\pi}{3}\right)=0.$$

В развернутом виде это условие имеет вид:

$$\frac{\mu_2}{\mu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\sqrt{3}E_m \sin\left(\alpha+\gamma+\delta-\frac{\pi}{3}\right)+\frac{x_s}{x_p+x_s}\times$$
$$\times\left[(A_1+B_1)\sin\mu\left(\delta+\gamma-\frac{\pi}{3}\right)+(A_2+B_2)\cos\mu\left(\delta+\gamma-\frac{\pi}{3}\right)\right]=0. \qquad (3,31)$$

Условия (3, 30) и (3, 31) следует рассматривать как уравнения для определения, соответственно, угла естественного зажигания α_0 выпрямителя и угла погасания δ инвертора. Эти уравнения являются трансцендентными относительно искомых величин.

§ 14. Внешние характеристики преобразователя с параллельно включенными конденсаторами

Выражения для мгновенного значения выпрямленного напряжения u_d в режиме поочередного горения вентилей группами по два и по три в интервале повторяемости в 60 электрических градусов выше были определены следующим образом:
в межкоммутационном интервале

$$u'_d=e_1-3x_s\frac{di'_{AB}}{d\vartheta};$$

в коммутационном интервале

$$u''_d=\frac{1}{2}(e_1+e_2)-\frac{3}{2}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i''_{AB}-i''_{CA}).$$

После подстановки сюда соответствующих выражений токов, протекающих через конденсаторы, получим следующие выражения для мгновенного значения выпрямленного напряжения:

в межкоммутационном интервале

$$u'_d = \sqrt{3}E_m k_\mu \cos\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) + \\ + \frac{x_s}{x_p + x_s}[A_1 \sin \mu(\vartheta - \alpha) + A_2 \cos \mu(\vartheta - \alpha)]; \qquad (3,32)$$

в коммутационном интервале

$$u''_d = \frac{3}{2}E_m k_\mu \cos\vartheta + \\ + \frac{x_s}{x_p + x_s}[A_3 \sin \mu(\vartheta - \alpha) + A_4 \cos \mu(\vartheta - \alpha)]. \qquad (3,33)$$

Мгновенное значение выпрямленного напряжения как в межкоммутационном, так и в коммутационном интервалах зависит только от одной из угловых частот свободных колебаний, а именно μ, и не зависит от угловой частоты ν.

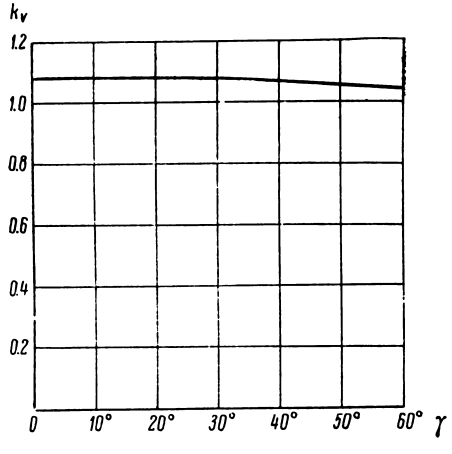


Рис. 20. Зависимость коэффициента k_ν от угла коммутации γ для $\mu = 3$ и $\nu = 3.38$.

Среднее значение U_d выпрямленного напряжения u_d определяется по формуле:

$$U_d = \frac{3}{\pi}\left[\int_{\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}}^{\alpha} u'_d d\vartheta + \int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} u''_d d\vartheta\right]$$

и равно

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi}E_m k_\nu \cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right), \qquad (3,34)$$

где

$$k_\nu = \frac{\mu^2}{\mu^2 - 1}\left(1 - \frac{x_p}{x_c}\right)\left[1 - \frac{\nu^2 - \mu^2}{\mu^2(\nu^2 - 1)} \cdot \frac{(b_0 + b_2)\sin\nu\gamma + \frac{\mu}{\nu}b_1(1 + \cos\nu\gamma)}{2b_0 + \left(\frac{\mu}{\nu} + \frac{\nu}{\mu}\right)b_1 \sin\nu\gamma - 2b_2\cos\nu\gamma} \times \right. \\ \left. \times \left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\right]. \qquad (3,35)$$

На рис. 20 дана зависимость $k_\nu = f(\gamma)$ для $\mu = 3$, $\nu = 3.38$.

Формула (3, 34) выражает зависимость между средним значением U_d выпрямленного напряжения и углами зажигания α и коммутации γ.

Аналогичную зависимость между выпрямленным током I_d и углами α и γ найдем, используя выражение (3, 22) для тока i_3 и второе из условий (3, 15), а именно, $i''_3(\alpha + \gamma) = I_d$. Получим

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}k_\nu[\cos\alpha - \cos(\alpha + \gamma)] + \\ + \frac{\nu x_s}{2x_c x_k}[B_3 - B_3\cos\nu\gamma + B_4 \sin\nu\gamma]. \qquad (3,36)$$

Подставляя сюда выражения постоянных интегрирования B_3 и B_4, после некоторых преобразований окончательно получим

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{x_k k_Z} \sin\frac{\gamma}{2} \sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right), \tag{3, 37}$$

где

$$k_Z = \frac{(\mu^2-1)(\nu^2-1)}{1-\frac{x_p}{x_c}} \cdot \frac{2b_0 + \left(\frac{\mu}{\nu} + \frac{\nu}{\mu}\right) b_1 \sin\nu\gamma - 2b_2\cos\nu\gamma}{F_0 + F_1\sin\nu\gamma + F_2(1-\cos\nu\gamma)}. \tag{3, 38}$$

Здесь обозначено:

$$\begin{aligned} F_0 &= 2\nu^2(\mu^2-1)(b_0-b_2);\\ F_1 &= \mu\nu[2(\mu^2-1)+(\nu^2-\mu^2)]b_1 + \nu(\nu^2-\mu^2)(b_0-b_2)\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2};\\ F_2 &= 2\mu^2(\nu^2-1)b_2 + (\nu^2-\mu^2)(b_0-b_2) + \mu(\nu^2-\mu^2)b_1\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2}. \end{aligned} \tag{3, 39}$$

На рис. 21 дана зависимость $k_Z = f(\gamma)$ для $\mu = 3$, $\nu = 3.38$.

В случае, когда выпрямленный ток I_d известен, уравнение (3, 37) можно рассматривать как уравнение для определения угла коммутации γ. Это уравнение удобно преобразовать к виду

$$\frac{2}{k_Z}\sin\frac{\gamma}{2}\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right) = I_{d*}, \tag{3, 40}$$

где относительное значение выпрямленного тока

$$I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}.$$

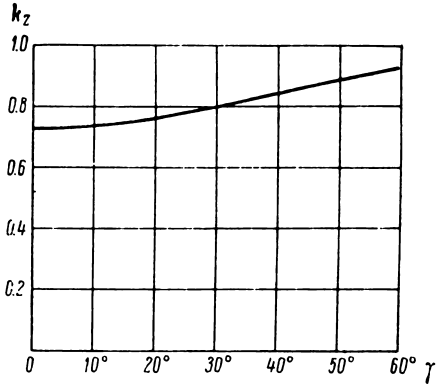


Рис. 21. Зависимость коэффициента k_Z от угла коммутации γ для $\mu = 3$ и $\nu = 3.38$.

На рис. 22 построено семейство кривых $\gamma = f(I_{d*})$ для $\mu = 3$, $\nu = 3.38$. В левой полуплоскости построения выполнены для выпрямительного, а в правой полуплоскости для инверторного режима преобразователя. Выпрямленный ток, естественно, положителен и для выпрямительного и для инверторного режимов. Пунктирные линии $\alpha' = 0$ и $\delta = 0$ определяют границы возможной работы преобразователя. Уравнения этих границ будут получены в § 15.

Формулы (3, 34) и (3, 37) можно переписать в виде:

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}E_m}{2\pi} k_\gamma [\cos\alpha + \cos(\alpha+\gamma)];$$

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k k_Z}[\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)].$$

Исключая в этих формулах $\cos(\alpha+\gamma)$, получим зависимость между средними значениями выпрямленного напряжения и тока

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m k_\gamma \cos\alpha - \frac{3}{\pi} k_\gamma k_Z x_k I_d. \tag{3, 41}$$

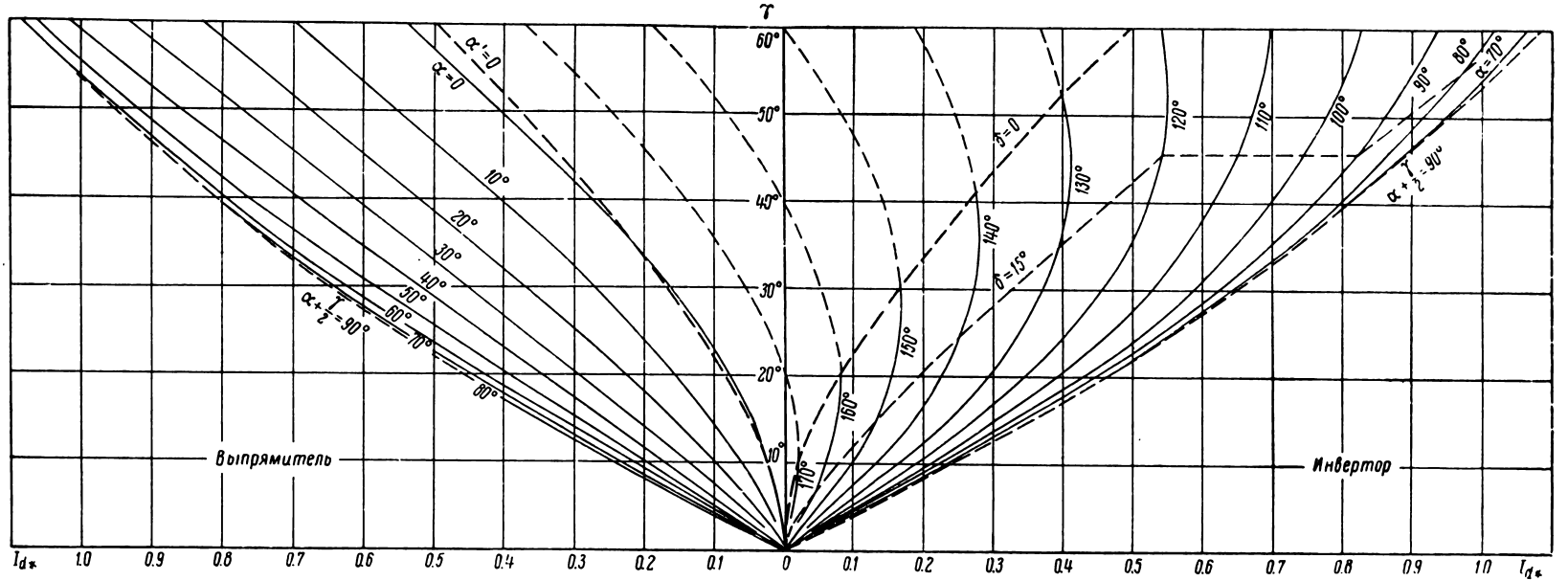


Рис. 22. Зависимости угла коммутации γ от относительной величины выпрямленного тока $I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ преобразователя с параллельно включенными конденсаторами для $\mu = 3$ и $\nu = 3.38$.

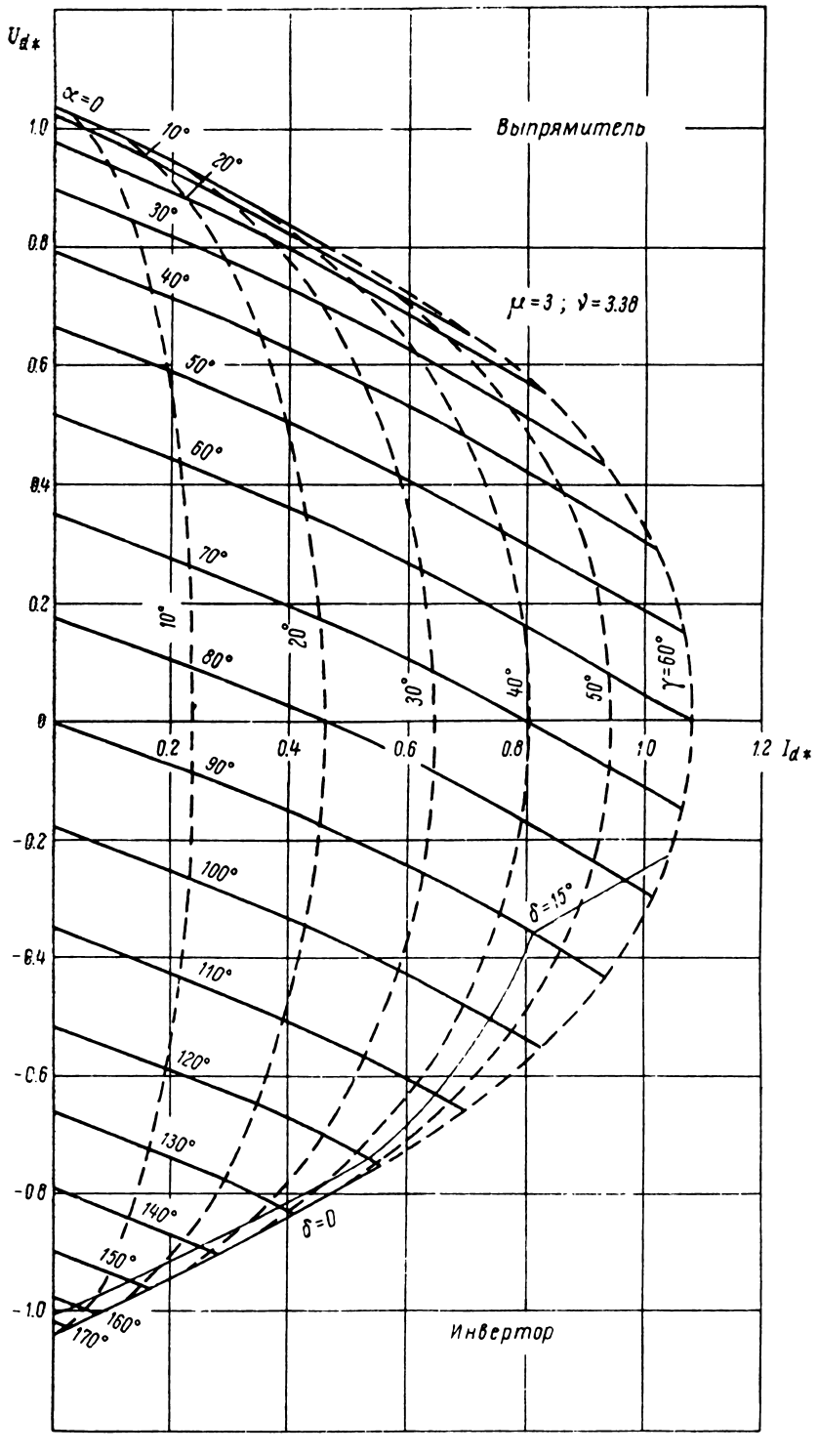


Рис. 23. Внешние характеристики одномостового преобразователя с параллельно включенными конденсаторами.

Активная мощность преобразователя определяется произведением средних значений выпрямленного напряжения и тока и равна

$$P = U_d I_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d k_\nu \cos\alpha - \frac{3}{\pi} k_\nu k_Z x_k I_d^2. \qquad (3,42)$$

Пользуясь формулами (3, 34) и (3, 37), можно получить также другое выражение для активной мощности:

$$P = \frac{9E_m^2 k_\Gamma}{4\pi x_k k_Z} \sin\gamma \sin 2\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right). \qquad (3,43)$$

На рис. 23 по уравнению (3, 41) построены внешние характеристики $U_{d*} = f(I_{d*})$ преобразователя с параллельно включенными конденсаторами для $\mu = 3$ и $\nu = 3.38$ при различных углах зажигания $\alpha = \text{const}$, причем $U_{d*} = \frac{U_d}{\sqrt{3}E_m}$.

Коэффициенты k_ν и k_Z учитывают влияние конденсаторов на процессы в преобразователе. Для преобразователя без конденсаторов $k_\nu = 1$ и $k_Z = 1$ и выражения (3, 34), (3, 37), (3, 41), (3, 42) и (3, 43) обращаются в обычные выражения для преобразователя без конденсаторов.

§ 15. Границы работы преобразователя в выпрямительном и инверторном режимах

Определим границы областей возможной работы преобразователя, вентили которого являются идеальными, т. е. имеют вольтамперную характеристику, изображенную на рис. 4, *в*, и восстанавливают свою электрическую прочность немедленно после погасания. Преобразователь с такими вентилями назовем идеальным. Границы областей возможной работы преобразователя определяются условиями возможности загорания вентилей в выпрямительном режиме и погасания вентилей в инверторном режиме.

Для определения границ работы идеального преобразователя с параллельно включенными конденсаторами можно воспользоваться уравнениями (3, 30) и (3, 31), если принять углы α' и δ равными нулю. Равенство этих углов нулю соответствует условиям загорания и погасания вентилей точно в момент перехода через нуль напряжения на них. Для получения общего условия, определяющего границы работы идеального преобразователя, нет необходимости использовать аналитические выражения для напряжения на загорающемся или на погасшем вентиле. Если очередной вентиль загорается в момент, когда напряжение на нем равно нулю, то в этот момент производная тока в этом вентиле равна нулю. Аналогичное условие справедливо для производной тока в погасающем вентиле в момент завершения процесса коммутации, если вентиль гаснет в момент, когда напряжение на нем становится равным нулю.

Таким образом, условие

$$\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{di_1}{d\vartheta} = 0$$

в момент $\vartheta = \alpha_0$, когда $\alpha' = 0$, и в момент $\vartheta = \alpha + \gamma$, когда $\delta = 0$, определяет уравнения границ возможной работы идеального преобразователя.

Дифференцируя выражения (3, 22) и (3, 23) для токов вентилей, участвующих в процессе коммутации, получаем

$$\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{di_1}{d\vartheta} = \frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\sin\vartheta + \\ + \frac{\nu^2 x_s}{2x_c x_k}[B_3\sin\nu(\vartheta-\alpha)+B_4\cos\nu(\vartheta-\alpha)].$$

Угол естественного зажигания выпрямителя $\alpha=\alpha_0$ находится из уравнения

$$\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\sin\alpha+\frac{\nu^2 x_s}{2x_c x_k}B_4=0, \qquad (3,44)$$

а условие равенства нулю угла погасания δ инвертора определяет в момент $\vartheta=\alpha+\gamma$ следующее уравнение:

$$\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\sin(\alpha+\gamma)+ \\ + \frac{\nu^2 x_s}{2x_c x_k}[B_3\sin\nu\gamma+B_4\cos\nu\gamma]=0. \qquad (3,45)$$

В тождественности уравнений (3, 44) и (3, 45) уравнениям (3, 30) и (3, 31) можно убедиться, если положить в уравнении (3, 44) угол $\alpha=\alpha_0$ и в уравнении (3, 31) угол $\delta=0$, и выполнить ряд преобразований, связанных с заменой постоянных интегрирования, определенных в межкоммутационном интервале, постоянными интегрирования, определенными в коммутационном интервале.

Найдем угол естественного зажигания α_0 выпрямителя с параллельно включенными конденсаторами.

Постоянная интегрирования B_4, входящая в уравнение (3, 44), может быть представлена в виде:

$$B_4=\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\cdot\frac{\nu^2}{\nu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right)\frac{x_s}{x_k}\sqrt{3}E_m\frac{g_0\sin\alpha-g_1\cos\alpha+g_2[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)]}{D}.$$

Здесь:

$$g_0=\frac{\mu}{\nu}b_1\sin\nu\gamma+(b_0+b_2)(1-\cos\nu\gamma);$$

$$g_1=\frac{1}{\mu}b_1(1-\cos\nu\gamma)+\frac{1}{\nu}(b_0-b_2)\sin\nu\gamma;$$

$$g_2=\frac{1}{\mu}b_1-b_2\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2}+\frac{1}{\nu}b_0\sin\nu\gamma+b_0\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2}\cos\nu\gamma.$$

Заменяя в числителе в соответствии с (3, 40)

$$\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)=k_Z I_{d*}$$

и подставляя B_4 в уравнение (3, 44), после несложных преобразований получим вместо (3, 44) следующее уравнение:

$$\frac{\mu^2-1}{\nu^2-\mu^2}D\sin\alpha+g_0\sin\alpha-g_1\cos\alpha+g_2k_Z I_{d*}=0,$$

которое после перегруппировки членов записывается в таком виде:

$$g_1 \cos\alpha - g_3 \sin\alpha = g_2 k_Z I_{d*}.$$

Здесь

$$g_3 = g_0 + \frac{\mu^2 - 1}{\nu^2 - \mu^2} D.$$

Решая это уравнение совместно с уравнением

$$\sin\gamma \sin\alpha + (1 - \cos\gamma)\cos\alpha = k_Z I_{d*},$$

которое было получено путем преобразования уравнения (3, 40), находим:

$$\begin{aligned} \sin\alpha_0 &= \frac{g_1 - g_2(1 - \cos\gamma)}{g_1 \sin\gamma + g_3(1 - \cos\gamma)} k_Z I_{d*}; \\ \cos\alpha_0 &= \frac{g_2 \sin\gamma + g_3}{g_1 \sin\gamma + g_3(1 - \cos\gamma)} k_Z I_{d*}. \end{aligned} \qquad (3, 46)$$

Исключая угол α_0 путем возведения в квадрат и сложения выражений (3, 46), находим следующее выражение, связывающее относительное значение выпрямленного тока I_{d*} и угол коммутации γ с параметрами μ и ν трехфазной цепи преобразователя:

$$I_{d*} = \frac{g_1 \sin\gamma + g_3(1 - \cos\gamma)}{k_Z \sqrt{[g_1 - g_2(1 - \cos\gamma)]^2 + (g_2 \sin\gamma + g_3)^2}}. \qquad (3, 47)$$

Выражение (3, 47) дает соотношение параметров и нагрузки преобразователя, соответствующее границе возможной работы в выпрямительном режиме.

Соотношение параметров и нагрузки преобразователя, соответствующее границе его возможной работы в инверторном режиме определяется этим же выражением. Чтобы убедиться в этом, выполним преобразование уравнения (3, 45), определяющего граничный режим инвертора.

Выражение в квадратных скобках этого уравнения может быть представлено в таком виде:

$$B_3 \sin\nu\gamma + B_4 \cos\nu\gamma = \\ = \frac{\mu^2}{\mu^2 - 1} \cdot \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1} \left(1 - \frac{x_p}{x_c}\right) \frac{x_s}{x_k} \sqrt{3} E_m \frac{g_0 \sin(\alpha + \gamma) + g_1 \cos(\alpha + \gamma) + g_2 k_Z I_{d*}}{D},$$

где g_0, g_1 и g_2 имеют прежний вид.

Подставляя это выражение в уравнение (3, 45), после преобразований, аналогичных преобразованиям уравнения (3, 44), получим следующее уравнение:

$$g_1 \cos(\alpha + \gamma) + g_3 \sin(\alpha + \gamma) = g_2 k_Z I_{d*},$$

где по-прежнему

$$g_3 = g_0 + \frac{\mu^2 - 1}{\nu^2 - \mu^2} D.$$

Решая это уравнение совместно с уравнением

$$\sin\gamma \sin(\alpha + \gamma) - (1 - \cos\gamma)\cos(\alpha + \gamma) = k_Z I_{d*},$$

полученным путем преобразования уравнения (3, 40), находим

$$\sin(\alpha+\gamma)_{\text{гр.}}=\frac{g_1-g_2(1-\cos\gamma)}{g_1\sin\gamma+g_3(1-\cos\gamma)}k_Z I_{d*};$$
$$\cos(\alpha+\gamma)_{\text{гр}}=-\frac{g_2\sin\gamma+g_3}{g_1\sin\gamma+g_3(1-\cos\gamma)}k_Z I_{d*}. \qquad (3,48)$$

Индекс у угла $(\alpha+\gamma)$ проставлен с целью подчеркнуть, что этот угол соответствует граничному режиму работы инвертора с углом погасания $\delta=0$.

Исключая угол $(\alpha+\gamma)_{\text{гр.}}$ из уравнений (3, 48), получаем в точности найденное выше выражение (3, 47).

Таким образом, границы возможной работы идеального преобразователя в выпрямительном и инверторном режимах определяются одинаковым соотношением параметров трехфазной цепи и нагрузки преобразователя.

Сравнивая уравнения (3, 46) и (3, 48), можно установить, что в граничном инверторном режиме, когда угол $\delta=0$, углы $\alpha+\gamma$ связаны с углом естественного зажигания выпрямителя α_0 следующим соотношением:

$$(\alpha+\gamma)_{\text{гр.}}=180^\circ-\alpha_0. \qquad (3,49)$$

Преобразуем выражение (3, 47) следующим образом:

$$I_{d*}=\frac{2\sin\frac{\gamma}{2}}{k_Z}\cdot\frac{g_1\cos\frac{\gamma}{2}+g_3\sin\frac{\gamma}{2}}{\sqrt{[g_1-g_2(1-\cos\gamma)]^2+(g_2\sin\gamma+g_3)^2}}.$$

Используя (3, 40), получаем отсюда для граничных режимов преобразователя с параллельно включенными конденсаторами следующее уравнение:

$$\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)_{\text{гр.}}=\frac{g_1\cos\frac{\gamma}{2}+g_3\sin\frac{\gamma}{2}}{\sqrt{[g_1-g_2(1-\cos\gamma)]^2+(g_2\sin\gamma+g_3)^2}}. \qquad (3,50)$$

Обозначим

$$\psi=\alpha+\frac{\gamma}{2}.$$

На рис. 24 в полярных координатах (ψ, γ) изображены области возможной работы преобразователя с параллельно включенными конденсаторами в выпрямительном и инверторном режимах. Граница области, на которой становится уже возможным загорание вентилей в выпрямительном режиме, и граница области, на которой еще возможны успешная коммутация и погасание вентилей в инверторном режиме, зависят от соотношения параметров трехфазной цепи преобразователя. На рис. 24 эти границы нанесены по уравнению (3, 50) для $\mu=3$ и $\nu=3.38$. Для сравнения пунктиром нанесены также границы областей возможной работы преобразователя без конденсаторов, у которого эти границы не зависят от параметров трехфазной цепи. У такого преобразователя изменения знака напряжения на вентилях, определяющие возможности их зажигания и погасания, совпадают с моментами пере-

хода через нуль э. д. с. системы переменного тока, действующей в контуре коммутации. Область, в которой зажигание и погасание вентилей невозможно, т. е. область, в которой невозможна работа преобразователя, показана на рис. 24 штриховкой. В левой полуплоскости преобразователь работает в выпрямительном, а в правой полуплоскости в инверторном режиме. Границей между выпрямительным и инверторным режимами преобразователя на рисунке является линия $\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2} = 90^\circ$. Это следует из выражения (3, 34). Когда угол $\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}$ достигает 90°, среднее значение U_d выпрямленного напряжения становится равным нулю и при дальнейшем возрастании угла α оно меняет знак, что связано с изменением направления передачи энергии через преобразователь, поскольку ток в преобразовательной установке всегда неизменен по направлению.

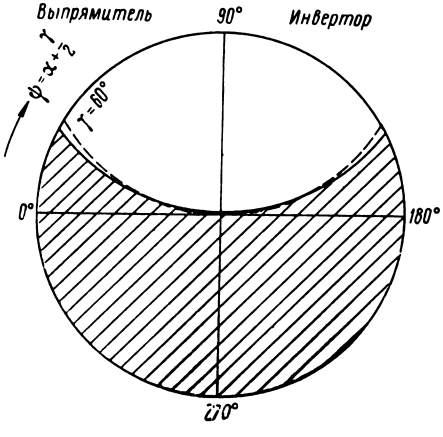


Рис. 24. Области возможной работы преобразователя в выпрямительном и инверторном режимах.

§ 16. Влияние параметров компенсирующего устройства на процессы в преобразователе и выбор соотношений параметров главной цепи преобразователя

Батареи конденсаторов, предназначенные для компенсации реактивной мощности преобразователя, приключаются параллельно шинам системы переменного тока через реакторы. Конденсаторы совместно с этими реакторами образуют цепи компенсирующего устройства преобразователя. Присоединение конденсаторов вызывает появление в трехфазной цепи преобразователя составляющих токов и напряжений, имеющих относительные величины угловых частот свободных колебаний μ и ν, которые приводят к искажениям формы кривых токов и напряжений. Включение конденсаторов в главную цепь преобразователя через реакторы приводит к улучшению формы кривых токов и напряжений, уменьшая амплитуды и частоты свободных составляющих токов и напряжений. Степень искажения формы кривых токов и напряжений зависит от величины емкости конденсаторов, от соотношения индуктивностей главной цепи преобразователя и от величины индуктивности реакторов, включенных последовательно с конденсаторами.

На рис. 25 приведены осциллограммы токов и напряжений одномостового инвертора с параллельно включенными конденсаторами при отсутствии реакторов; с реакторами, сопротивление которых $x_p \approx 0.02 x_c$, и с реакторами, сопротивление которых $x_p = 0.04 x_c$. На верхней оси изображены кривые тока i_A и напряжения u_A в одной из фаз системы переменного тока, ниже изображены кривые тока i_{pA} в цепи компенсирующего устройства, тока i_a, протекающего через трансформатор, и напряжения на вентиле u_6. Кривые выпрямленного тока i_d и выпрямленного напряжения u_d имеют ось, совмещенную с осью напряжения на вентиле.

Из сопоставления осциллограмм видно, что уже при $x_p \approx 0.02x_c$ формы кривых токов и напряжений преобразователя имеют обычный

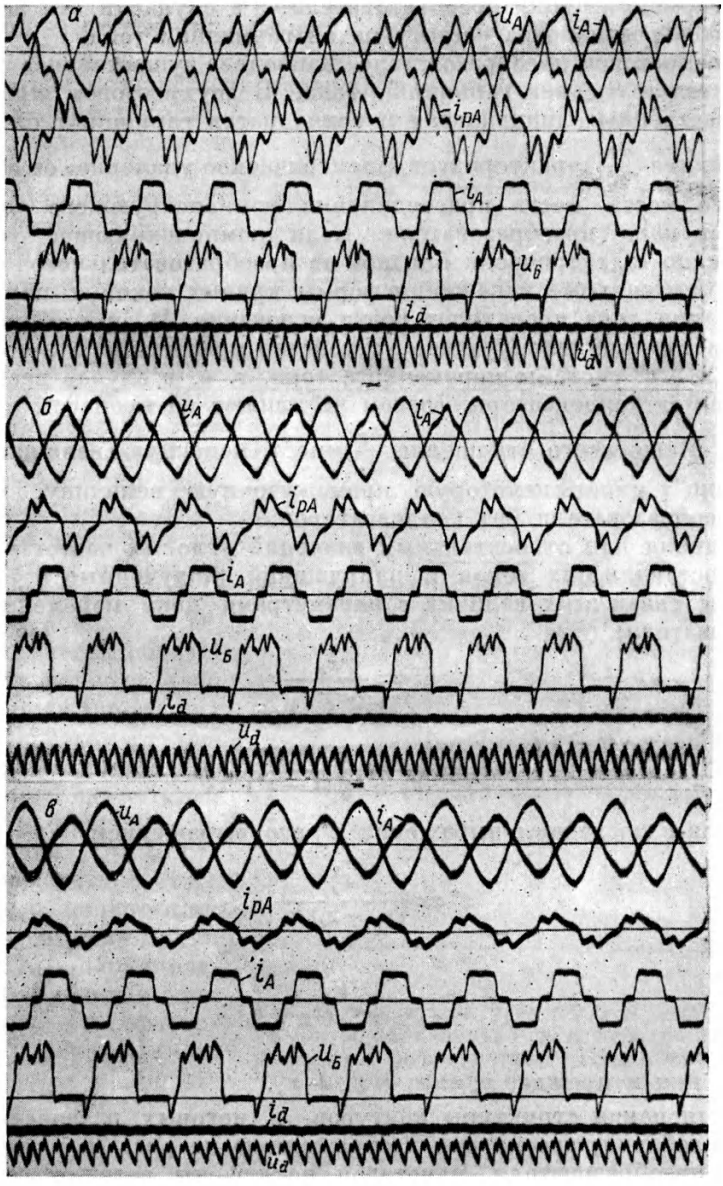


Рис. 25. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с параллельно включенными конденсаторами.
$а - x_p = 0$; $б - x_p \approx 0.02x_c$; $в - x_p = 0.04x_c$.

вид, а форма кривой напряжения на его шинах со стороны системы переменного тока достаточно сглажена. Осциллограммы на рис. 25 сняты для случая, когда отношение индуктивных сопротивлений трансформатора и системы переменного тока $\frac{x_T}{x_s} = 2$, а относительные значения

собственных угловых частот μ и ν соответственно равны: а) $\mu=3.75$, $\nu=4.60$; б) $\mu=3.31$, $\nu=3.86$ и в) $\mu=3.0$, $\nu=3.38$. В случае (б) ветви с конденсаторами и реакторами были настроены в резонанс на частоту седьмой гармоники тока преобразователя, а в случае (в) эти ветви были настроены в резонанс на частоту пятой гармоники тока.

В одномостовом преобразователе наиболее существенное значение имеют пятая и седьмая гармоника тока. В двухмостовом преобразователе существенны одиннадцатая и тринадцатая гармоники тока.

Отношение $\frac{x_T}{x_s}$ характеризует «электрическое удаление» от преобразовательного моста места присоединения компенсирующего устройства к главной цепи преобразователя. Если компенсирующее устройство присоединено «электрически близко» от преобразовательного моста, то наблюдаются сильные искажения формы кривых токов и напряжений, а коммутация тока происходит почти мгновенно. В другом предельном случае, когда компенсирующее устройство присоединено в точке приложения э. д. с. системы переменного тока, т. е. в случае весьма мощной системы, конденсаторы совсем не влияют на процессы в преобразователе. Чаще всего отношение $\frac{x_T}{x_s}$ имеет конечную величину и угол коммутации γ имеет некоторую промежуточную величину, меньшую, чем у преобразователя без конденсаторов.

Выражения для относительных значений угловых частот μ и ν свободных составляющих токов и напряжений, полученные в § 12, дают следующие связи этих величин с параметрами цепи переменного тока преобразователя:

$$\mu^2=\frac{x_c}{x_p+x_s}$$

и

$$\nu^2=\frac{x_c}{(x_p+x_s)(1-x^*)}.$$

Заменив в последнем выражении x^* его выражением

$$x^*=\frac{x_s^2}{(x_p+x_s)x_k},$$

получим

$$\nu^2=\frac{x_c x_k}{x_p x_k+x_s(x_T+x_a)}.$$

Здесь, как и прежде, $x_k=x_s+x_T+x_a$.

Для выяснения структуры контуров, в которых развиваются свободные колебания, рассмотрим изображенную на рис. 26, *а* схему главной цепи преобразователя, в которой исключены ветви с вентилями, не участвующими в работе на рассматриваемом интервале повторяемости, а цепь выпрямленного тока замещена сопротивлением Z. Э. д. с. e_A, e_B и e_C основной частоты при таком рассмотрении также можно исключить. Вследствие симметрии ветвей, содержащих индуктивности системы переменного тока, и ветвей, содержащих емкости, точки O и O' являются равнопотенциальными. Эти точки можно соединить, как это показано на рисунке пунктиром.

В межкоммутационном интервале, когда горят вентили *1* и *2*, а вентиль *3* не проводит тока, ветвь $O''C$ разомкнута. Ветви с венти-

лями *1* и *2* при рассмотрении колебательных процессов также следует считать разомкнутыми, потому что при анализе установившихся электромагнитных процессов в преобразователе принято допущение о бесконечно большой величине индуктивности сглаживающих реакторов в цепи выпрямленного тока, т. е. на рис. 26, *а* для колебательных процессов $Z = \infty$. В этих условиях мы имеем в межкоммутационном интервале три независимых контура для свободных колебаний с одинаковыми параметрами. Один из них изображен на рис. 26, *б*.

В коммутационном интервале, когда горят все три вентиля, при рассмотрении колебательных процессов ветвь $O''A$ на рис. 26, *а* по-прежнему следует считать разомкнутой, так как $Z = \infty$. При этом оказывается, что ветви OA и $O'A$ образуют независимый контур, изображенный на рис. 26, *б*. Этот контур электрически соприкасается с остальными контурами только в одной точке $O - O'$. Оставшиеся ветви образуют две независимые цепи вида, изображенного на рис. 26, *в*. Возможность такого изображения определяется полной симметрией ветвей, сходящихся попарно в точки O, O' и O'', которые вследствие этого являются равнопотенциальными. Заменяя на рис. 26, *в* две параллельные ветви, имеющие одна индуктивное сопротивление $x_в$, а другая $x_T + x_a$, одной ветвью с сопротивлением

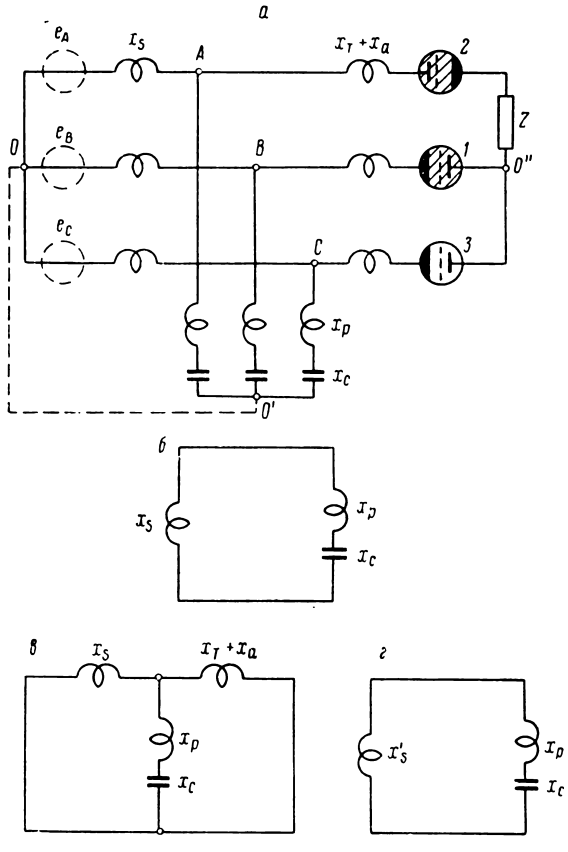


Рис. 26. Схема контуров главной цепи преобразователя с параллельно включенными конденсаторами (*а*) и эквивалентные схемы контуров свободных колебаний частот μ и ν (*б*, *в* и *г*).

$$x'_в = \frac{x_в (x_T + x_a)}{x_в + x_T + x_a},$$

получаем окончательно эквивалентный контур, изображенный на рис. 26, *г*.

Таким образом, преобразователь с параллельно включенными конденсаторами имеет два различных контура свободных колебаний, изображенных на рис. 26, *б* и *г*. Относительная собственная угловая частота первого контура определяется выражением

$$\frac{\omega'_0}{\omega} = \sqrt{\frac{x_в}{x_p + x_в}},$$

т. е. равна μ, а для второго контура она определяется выражением

$$\frac{\omega_0''}{\omega} = \sqrt{\frac{x_c}{x_p + x_s'}},$$

которое есть не что иное, как ν.

Следовательно, относительные угловые частоты свободных колебаний токов и напряжений, полученные при анализе уравнений электромагнитных процессов, совпадают с относительными собственными частотами контуров трехфазной цепи для межкоммутационного и коммутационного интервалов.

Параметры трехфазной цепи преобразователя с параллельно включенными конденсаторами необходимо выбирать такими, чтобы контуры свободных колебаний частот μ и ν не оказались настроенными в резонанс с частотой одной из высших гармоник тока преобразователя. В зонах, близких к этим резонансным частотам, кривые токов и напряжений сильно искажены и имеют место перенапряжения на элементах оборудования преобразователя.

Настройка ветвей компенсирующего устройства, состоящего из конденсаторов и реакторов, в резонанс при наиболее низкой из частот высших гармоник тока преобразователя исключает возможность резонанса на одной из частот высших гармоник тока преобразователя в упомянутых выше контурах, поскольку входящие в эти контуры индуктивности других ветвей имеют какую-то конечную величину, и поэтому собственная частота контуров будет всегда меньше этой резонансной частоты. В случае, когда индуктивности трехфазной цепи, суммирующиеся с индуктивностями реакторов компенсирующего устройства, имеют достаточную величину, заведомо обеспечивающую отстройку контуров свободных колебаний частот μ и ν от резонанса при наиболее низкой частоте тока преобразователя, можно выбирать величину индуктивности реакторов меньшей и настраивать компенсирующее устройство в резонанс на следующую по порядку высшую гармонику тока преобразователя.

При правильном выборе емкости конденсаторов и индуктивности реакторов компенсирующего устройства искажение формы кривых токов и напряжений в установившихся режимах незначительно. При этом переходные и аварийные процессы в преобразователе с параллельно включенными конденсаторами, как показали экспериментальные исследования, проведенные на опытной передаче постоянного тока Кашира—Москва [128, 129], протекают без возникновения нежелательных перенапряжений и мало отличаются от процессов в обычном преобразователе без конденсаторов.

Глава IV

КОМПЕНСАЦИЯ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ И ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ИХ РАБОТЫ В ИНВЕРТОРНОМ РЕЖИМЕ ПУТЕМ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО ВКЛЮЧЕНИЯ КОНДЕНСАТОРОВ В ГЛАВНУЮ ЦЕПЬ

§ 17. Основные способы последовательного включения конденсаторов в главную цепь преобразователей

Компенсацию реактивной мощности преобразовательных установок с помощью конденсаторов можно осуществлять не только путем параллельного, но и путем последовательного включения конденсаторов в главную цепь преобразователей. При последовательном включении конденсаторов наряду с компенсацией реактивной мощности преобразователей можно достигнуть существенного повышения устойчивости их работы в инверторном режиме [134]. Наличие конденсаторов, последовательно включенных в цепь переменного тока преобразователей, придает им ряд новых свойств и существенно сказывается на характере электромагнитных процессов в преобразователях [125, 138].

При последовательном соединении преобразовательных мостов имеются три основных способа последовательного включения конденсаторов, показанных на рис. 27 на примере схем двухмостового преобразователя. Конденсаторы могут быть включены со стороны системы переменного тока последовательно в общую цепь обоих преобразовательных мостов (рис. 27, *а*) или последовательно с главными трансформаторами каждого из мостов (рис. 27, *б*) и в трехфазные цепи каждого моста, но между главными трансформаторами и преобразовательными мостами (рис. 27, *в*). Характер установившихся электромагнитных процессов не зависит от того, с какой стороны главных трансформаторов, первичной или вторичной, включены конденсаторы (схемы *б* и *в*). Некоторые различия, обусловленные условиями работы двухмостового преобразователя [126], возникают при включении конденсаторов в общую цепь обоих мостов или в цепи каждого из мостов (схемы *а* и *б*). Однако эти различия не являются определяющими в тех вопросах, которые мы будем рассматривать.

Для исследования принципиальных особенностей установившихся электромагнитных процессов в таких преобразователях рассмотрим схему одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами, изображенную на рис. 28, в которой главный трансформатор замещен суммарным индуктивным сопротивлением его обмоток.

§ 18. Уравнения токов и напряжений

Для схемы преобразователя, изображенной на рис. 28, справедливы следующие уравнения токов и напряжений:

$$\begin{gathered} i_1+i_3+i_5=i_2+i_4+i_6=i_d=I_d; \\ i_a=i_2-i_5,\quad i_b=i_4-i_1,\quad i_c=i_6-i_3; \end{gathered} \tag{4, 1}$$

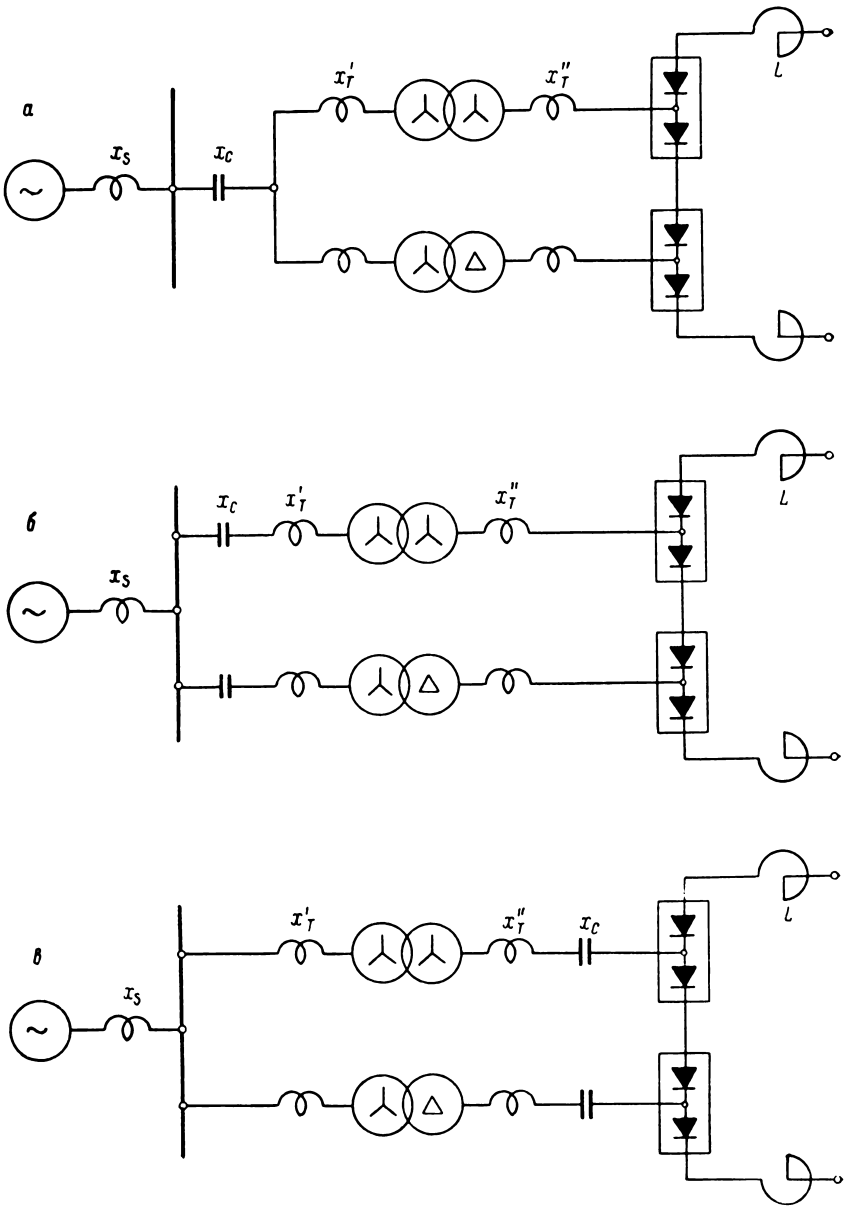


Рис. 27. Схемы двухмостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами.

а — в общую цепь обоих мостов; *б* и *в* — последовательно с трансформаторами каждого из мостов.

$$u_1+u_4+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_4)+u_d=0;$$
$$u_2+u_5+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_5)+u_d=0; \qquad (4,2)$$
$$u_3+u_6+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_6)+u_d=0;$$

$$x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_a-i_b)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+u_{ca}-u_{cb}+u_1+u_2+u_d=e_A-e_B;$$
$$x_R\frac{d}{d\vartheta}(i_b-i_c)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+u_{cb}-u_{cc}+u_3+u_4+u_d=e_B-e_C.$$

В двух последних уравнениях обозначено:

$$u_{ca}=x_c\int i_a d\vartheta, \quad u_{cb}=x_c\int i_b d\vartheta, \quad u_{cc}=x_c\int i_c d\vartheta \qquad (4,3)$$

и

$$x_R=x_s+x_T.$$

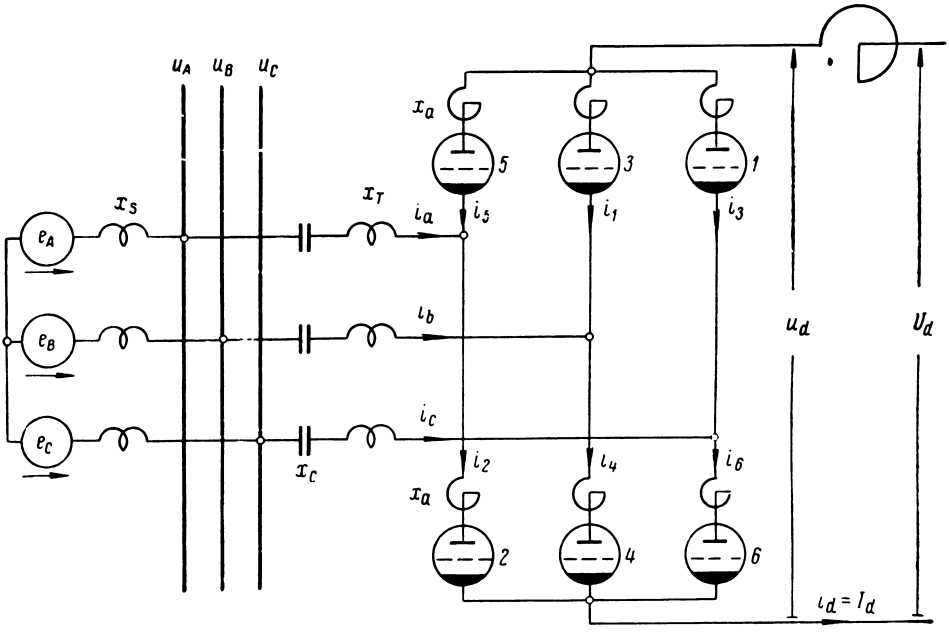


Рис. 28. Эквивалентная схема одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами.

Здесь являются заданными эквивалентные э. д. с. системы переменного тока, которые в силу симметрии системы связаны между собой соотношением

$$e_A+e_B+e_C=0.$$

Заданным является также выпрямленный ток $i_d=I_d$.

Для анализа электромагнитных процессов преобразуем систему уравнений (4, 2) и (4, 1) так же, как в третьей главе была преобразована система уравнений (3, 2) и (3, 1). Оставим в преобразованной системе уравнений только токи в вентилях и исключим все фазные токи. Получим шесть уравнений по всем шести контурам, включающим источ-

ники э. д. с. и цепь выпрямленного тока, по которым замыкаются токи, соответственно, при всех шести комбинациях горения вентилей по два. Преобразованная система уравнений для напряжений по контурам преобразователя примет следующий вид:

$$\begin{aligned}
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2-i_4-i_5)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+\\
&+u_{ca}-u_{cb}+u_1+u_2+u_d=e_A-e_B=e_1;\\
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3-i_5-i_6)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3)+\\
&+u_{ca}-u_{cc}+u_2+u_3+u_d=e_A-e_C=e_2;\\
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4-i_6-i_1)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+\\
&+u_{cb}-u_{cc}+u_3+u_4+u_d=e_B-e_C=e_3;\\
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5-i_1-i_2)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5)+\\
&+u_{cb}-u_{ca}+u_4+u_5+u_d=e_B-e_A=e_4;\\
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6-i_2-i_3)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6)+\\
&+u_{cc}-u_{ca}+u_5+u_6+u_d=e_C-e_A=e_5;\\
&x_R \frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1-i_3-i_4)+x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1)+\\
&+u_{cc}-u_{cb}+u_6+u_1+u_d=e_C-e_B=e_6.
\end{aligned} \tag{4,4}$$

Пусть

$$e_A=E_m\cos\vartheta;\quad e_B=E_m\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}\right)\quad\text{и}\quad e_C=E_m\cos\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right). \tag{4,5}$$

Анализируя симметричные режимы работы преобразователя достаточно ограничиться исследованием процессов в интервале повторяемости в 60 электрических градусов, на котором вентили поочередно горят группами по два и по три.

Горение двух вентилей. Пусть горят вентили *1* и *2*. Имеем: токи в вентилях

$$i'_1=i'_2=I_d,\quad i'_3=i'_4=i'_5=i'_6=0;$$

фазные токи

$$i'_a=i'_2=I_d,\quad i'_b=-i'_1=-I_d,\quad i'_c=0;$$

напряжения на вентилях

$$\begin{aligned}
u'_1&=u'_2=0;\\
u'_3&=e_2-e_1+(u'_{cc}-u'_{cb});\\
u'_4&=u'_5=-u'_d=-e_1+(u'_{ca}-u'_{cb});\\
u'_6&=e_6-e_1+(u'_{ca}-u'_{cc});
\end{aligned}$$

выпрямленное напряжение

$$u'_d=e_1-(u'_{ca}-u'_{cb});$$

напряжения на конденсаторах:

$$u'_{ca} = x_c \int i'_a d\vartheta = x_c I_d (\vartheta - \alpha) + U'_{ca};$$

$$u'_{cb} = x_c \int i'_b d\vartheta = -x_c I_d (\vartheta - \alpha) + U'_{cb};$$

$$u'_{cc} = -(u'_{ca} + u'_{cb}) = U'_{cc}.$$

Постоянные интегрирования U'_{ca}, U'_{cb} и U'_{cc} будут определены на стр. 103.

Токи и напряжения в межкоммутационном интервале горения двух вентилей отмечены одним штрихом.

Здесь α — угол зажигания, определяющий момент зажигания вентиля *3* и отсчитываемый от начала отсчета времени, жестко связанного с заданной системой э. д. с.

Горение трех вентилей. Рассмотрим горение вентилей *1*, *2* и *3*. Имеем:

токи в вентилях

$$i''_1 + i''_3 = I_d; \quad i''_2 = I_d; \quad i''_4 = i''_5 = i''_6 = 0;$$

фазные токи

$$i''_a = i''_2 = I_d; \quad i''_b = -i''_1; \quad i''_c = -i''_3;$$

напряжения на вентилях

$$u''_1 = u''_2 = u''_3 = 0;$$

$$u''_4 = -u''_d - x_a \frac{di''_1}{d\vartheta};$$

$$u''_5 = -u''_d;$$

$$u''_6 = -u''_d - x_a \frac{di''_3}{d\vartheta};$$

выпрямленное напряжение

$$u''_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) - \frac{3}{2} u''_{ca}.$$

Выражения для напряжений на конденсаторах в интервале горения трех вентилей будут получены далее после того, как будут определены токи i''_1 и i''_3 вентилей, участвующих в процессе коммутации.

Токи и напряжения в коммутационном интервале горения трех вентилей отмечены двумя штрихами.

В процессе коммутации ток в вентиле *1* уменьшается от своего начального значения I_d до нуля, а ток в вентиле *3* возрастает от нуля до своего конечного значения I_d, причем

$$\frac{di''_1}{d\vartheta} + \frac{di''_3}{d\vartheta} = 0, \tag{4, 6}$$

поскольку $i''_1 + i''_3 = I_d$. Отсюда имеем

$$i''_1 = I_d - i''_3.$$

Уравнение для определения тока i''_3 получим из первых двух уравнений (4, 4) с учетом соотношений (4, 5) и (4, 6) в таком виде

$$2x_k \frac{di''_3}{d\vartheta} + (u''_{cb} - u''_{cc}) = \sqrt{3} E_m \sin \vartheta. \tag{4, 7}$$

Здесь обозначено

$$x_k = x_R + x_a.$$

Выражая разность напряжений на конденсаторах через токи, получим, что

$$u''_{cb} - u''_{cc} = x_c \int (i''_b - i''_c)\, d\vartheta = 2x_c \int i''_3\, d\vartheta - x_c I_d \vartheta.$$

Подставив последнее выражение в уравнение (4, 7), продифференцировав это уравнение и поделив обе его части на $2x_k$, получим

$$\frac{d^2 i''_3}{d\vartheta^2} + \nu^2 i''_3 = \frac{\sqrt{3} E_m}{2x_k} \cos\vartheta + \frac{1}{2}\nu^2 I_d. \tag{4, 8}$$

Здесь обозначено

$$\nu^2 = \frac{x_c}{x_k}.$$

Условия на границах интервалов. На границах интервалов, в которых соответственно горят два и три вентиля, выполняются следующие условия для межкоммутационного интервала $\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3} \leqslant \vartheta \leqslant \alpha\right)$, когда горят два вентиля, и для коммутационного интервала $(\alpha \leqslant \vartheta \leqslant \alpha + \gamma)$, когда одновременно горят три вентиля:

а) условия коммутации токов:

$$i''_3(\alpha) = 0; \quad i''_3(\alpha + \gamma) = I_d, \tag{4, 9}$$

б) условия непрерывности напряжения на конденсаторах во всех фазах:

$$\begin{aligned} u'_{ca}(\alpha) &= u''_{ca}(\alpha); \\ u'_{cb}(\alpha) &= u''_{cb}(\alpha); \\ u'_{cc}(\alpha) &= u''_{cc}(\alpha), \end{aligned} \tag{4, 10}$$

в) условия симметрии взаимного расположения кривых напряжений на конденсаторах во всех фазах на границах интервала повторяемости:

$$\begin{aligned} -u'_{ca}\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}\right) &= u''_{cc}(\alpha + \gamma); \\ -u'_{cb}\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}\right) &= u''_{ca}(\alpha + \gamma); \\ -u'_{cc}\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}\right) &= u''_{cb}(\alpha + \gamma), \end{aligned} \tag{4, 11}$$

причем только по два из условий (б) и (в) являются независимыми, так как напряжения на конденсаторах связаны соотношением

$$u_{ca} + u_{cb} + u_{cc} = 0.$$

Решение уравнений. Решение дифференциального уравнения (4, 8) в общем случае, когда $\nu \neq 1$, имеет следующий вид:

$$i''_3 = A_1 \sin\nu(\vartheta - \alpha) + A_2 \cos\nu(\vartheta - \alpha) + \frac{\sqrt{3} E_m}{2(\nu^2 - 1) x_k} \cos\vartheta + \frac{1}{2} I_d,$$

а в особом случае $\nu=1$ оно имеет такой вид:

$$i_3''=\bar{A}_1\sin(\vartheta-\alpha)+\bar{A}_2\cos(\vartheta-\alpha)+\frac{\sqrt{3}E_m}{4x_k}\vartheta\sin\vartheta+\frac{1}{2}I_d.$$

В дальнейшем изложении выражения для случая $\nu=1$ не даны.

Постоянные интегрирования A_1 и A_2 находятся с помощью условий (4, 9) и равны

$$A_1=\frac{1}{2}I_d\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}+\frac{\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)x_k}\cdot\frac{\cos\alpha\cos\nu\gamma-\cos(\alpha+\gamma)}{\sin\nu\gamma};$$

$$A_2=-\frac{1}{2}I_d-\frac{\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)x_k}\cos\alpha.$$

После подстановки выражений для A_1 и A_2 и несложных преобразований получим следующее выражение для тока i_3'':

$$i_3''=\frac{1}{2}I_d\left[1+\frac{\sin\nu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}}\right]+\frac{\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)x_k}\times$$
$$\times\left[\cos\vartheta+\frac{\sin\nu(\vartheta-\alpha-\gamma)\cos\alpha-\sin\nu(\vartheta-\alpha)\cos(\alpha+\gamma)}{\sin\nu\gamma}\right] \qquad (4,12)$$

и затем находим ток в вентиле *1*

$$i_1''=I_d-i_3''. \qquad (4,13)$$

После того как определены токи в вентилях, по уравнениям (4, 1) находим токи во всех других ветвях преобразователя. Затем находим напряжения на конденсаторах:

$$u_{ca}''=x_c\int i_a''\,d\vartheta=\nu^2x_kI_d(\vartheta-\alpha)+U_{ca}'';$$

$$u_{rb}''=x_c\int i_b''\,d\vartheta=-\frac{1}{2}\nu^2x_kI_d(\vartheta-\alpha)-\frac{1}{2}\nu x_kI_d\frac{\cos\nu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}}+$$
$$+\frac{\nu^2\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left[\sin\vartheta-\frac{\cos\nu(\vartheta-\alpha-\gamma)\cos\alpha-\cos\nu(\vartheta-\alpha)\cos(\alpha+\gamma)}{\nu\sin\nu\gamma}\right]+U_{cb}''; \qquad (4,14)$$

$$u_{cc}''=-(u_{ca}''+u_{cb}'')=-\frac{1}{2}\nu^2x_kI_d(\vartheta-\alpha)+\frac{1}{2}\nu x_kI_d\frac{\cos\nu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}}-$$
$$-\frac{\nu^2\sqrt{3}F_m}{2(\nu^2-1)}\left[\sin\vartheta-\frac{\cos\nu(\vartheta-\alpha-\gamma)\cos\alpha-\cos\nu(\vartheta-\alpha)\cos(\alpha+\gamma)}{\nu\sin\nu\gamma}\right]-$$
$$-(U_{ca}''+U_{cb}'').$$

Входящие в выражения напряжений на конденсаторах постоянные интегрирования находятся с помощью условий (4, 10) и (4, 11):

$$U_{ca}'=-\nu^2x_kI_d\frac{\gamma}{2}-\frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right);$$

$$U_{cb}'=-\nu^2x_kI_d\left(\frac{\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)+\frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right);$$

$$U_{cc}'=-(U_{ca}'+U_{cb}')=\nu^2x_kI_d\frac{\pi}{3};$$

$$U''_{ca} = U'_{ca};$$

$$U''_{cb} = -\nu^2 x_k I_d \left(\frac{\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) + \frac{1}{2}\nu x_k I_d \operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2} -$$

$$- \frac{\nu^2\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left[\sin(\alpha+\gamma) - \frac{\cos\alpha - \cos\nu\gamma\cos(\alpha+\gamma)}{\nu\sin\nu\gamma}\right].$$

На рис. 29 построены кривые фазных токов и напряжений на конденсаторах для инверторного режима. Разной штриховкой на этом рисунке отмечены интервалы одновременного горения двух и трех вентилей.

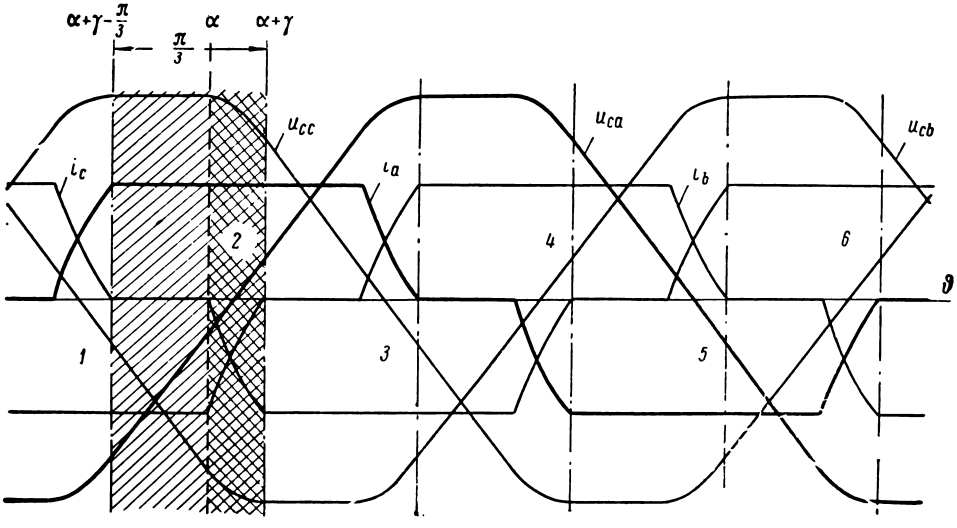


Рис. 29. Кривые токов и напряжений на конденсаторах.

После того как определены напряжения на конденсаторах, можно получить окончательные выражения для напряжений на вентилях и для выпрямленного напряжения.

§ 19. Напряжения на вентилях и условия зажигания и погасания вентилей

Уравнения, определяющие напряжения на вентилях, были получены выше для интервалов горения двух и трех вентилей на основе общих уравнений (4, 4). Используя найденные в предыдущем параграфе выражения для напряжений на конденсаторах, можно получить следующие выражения для напряжений на вентилях в развернутом виде:
в межкоммутационном интервале одновременного горения двух вентилей:

$$u'_1 = u'_2 = 0;$$

$$u'_3 = \sqrt{3}E_m \sin\vartheta + \nu^2 x_k I_d(\vartheta - \alpha) + \nu^2 x_k I_d\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) -$$

$$- \frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right);$$

$$u'_4 = u'_5 = -\sqrt{3}E_m\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}\right) + 2\nu^2 x_k I_d(\vartheta-\alpha) + \nu^2 x_k I_d\left(\frac{\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) -$$

$$- \frac{2\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right); \qquad (4,15)$$

$$u_6' = -\sqrt{3}E_m \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{6}\right) + \nu^2 x_k I_d (\vartheta - \alpha) - \nu^2 x_k \left(\frac{\pi}{3} + \frac{\gamma}{2}\right) -$$
$$- \frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2 - 1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right),$$

в коммутационном интервале одновременного горения трех вентилей:

$$u_1'' = u_2'' = u_3'' = 0;$$

$$u_4'' = -\frac{3}{2}E_m \cos\vartheta + \frac{3}{2}\nu^2 x_k I_d \left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right) -$$
$$- \frac{3\nu\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) +$$
$$+ \frac{1}{2}\nu x_a I_d \frac{\cos\nu\left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}} - \frac{\sqrt{3}E_m x_a}{2(\nu^2-1)x_k} \times$$
$$\times\left[\sin\vartheta - \nu\frac{\cos\nu(\vartheta - \alpha - \gamma)\cos\alpha - \cos\nu(\vartheta - \alpha)\cos(\alpha + \gamma)}{\sin\nu\gamma}\right]; \qquad (4,16)$$

$$u_5'' = -\frac{3}{2}E_m \cos\vartheta + \frac{3}{2}\nu^2 x_k I_d \left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right) -$$
$$- \frac{3\nu\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right);$$

$$u_6'' = -\frac{3}{2}E_m \cos\vartheta + \frac{3}{2}\nu^2 x_k I_d \left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right) -$$
$$- \frac{3\nu\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) -$$
$$- \frac{1}{2}\nu x_a I_d \frac{\cos\nu\left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}} + \frac{\sqrt{3}E_m x_a}{2(\nu^2-1)x_k} \times$$
$$\times\left[\sin\vartheta - \nu\frac{\cos\nu(\vartheta - \alpha - \gamma)\cos\alpha - \cos\nu(\vartheta - \alpha)\cos(\alpha + \gamma)}{\sin\nu\gamma}\right].$$

В выпрямительном режиме наибольшее значение имеют напряжения $u_4' = u_5'$ в момент $\vartheta = \alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}$ или напряжение u_6' в момент $\vartheta = \alpha$, т. е. максимальное анодное напряжение $u_{a\,\max}$ равно

$$u_{a\,\max} = u_4'\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}\right)$$

или (4,17)

$$u_{a\,\max} = u_6'(\alpha).$$

В инверторном режиме наибольшее значение имеют напряжения $u_4' = u_5'$ в момент $\vartheta = \alpha$ или напряжение u_3' в момент $\vartheta = \alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}$, т. е. максимальное анодное напряжение $u_{a\,\max}$ равно

$$u_{a\,\max} = u_4'(\alpha)$$

или (4,18)

$$u_{a\,\max} = u_3'\left(\alpha + \gamma - \frac{\pi}{3}\right).$$

Скачок напряжения на вентиле в момент его погасания, влияющий на условия деионизации вентилей в инверторном режиме, равен

$$\Delta u = u_6'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\right)\approx-\sqrt{3}E_m\sin(\alpha+\gamma)-\nu^2x_kI_d\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right). \quad (4,19)$$

В отличие от напряжений на вентилях обычного преобразователя без конденсаторов при наличии последовательно включенных конденсаторов величина этого скачка напряжения определяется не только э. д. с. трехфазной цепи, но и нагрузкой преобразователя.

Угол естественного зажигания α_0 выпрямителя с последовательно включенными конденсаторами находится приравниванием нулю напряжения на очередном (в данном случае третьем) вентиле:

$$u_3'(\alpha_0)=0.$$

В развернутом виде это условие имеет вид:

$$\sqrt{3}\,E_m\sin\alpha_0+\nu^2x_kI_d\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)-\frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\times$$

$$\times\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha_0+\frac{\gamma}{2}\right)=0.$$

Последнее уравнение следует рассматривать как уравнение для определения угла естественного зажигания α_0 выпрямителя. Это уравнение удобно записать в таком виде

$$2\sin\alpha_0+\nu^2\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)I_{d*}=\frac{2\nu}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\times$$

$$\times\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha_0+\frac{\gamma}{2}\right)=0. \quad (4,20)$$

Здесь обозначено, как и ранее,

$$I_{d*}=\frac{2x_kI_d}{\sqrt{3}E_m}.$$

Угол запаздывания зажигания α' равен разности угла зажигания α, соответствующего моменту подачи положительного импульса на сетку очередного вентиля, и угла естественного зажигания α_0 выпрямителя, соответствующего моменту перехода через нуль напряжения на очередном вентиле, т. е.

$$\alpha'=\alpha-\alpha_0.$$

Угол погасания инвертора δ определяется из условия перехода через нуль напряжения на погасшем вентиле, т. е. из условия

$$u_6'\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}+\delta\right)=0.$$

В развернутом виде последнее условие имеет такой вид:

$$\sqrt{3}\,E_m\cos\left(\alpha+\gamma+\delta-\frac{\pi}{2}\right)+\nu^2x_kI_d\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}-\delta\right)+$$

$$+\frac{\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)=0.$$

Данное уравнение следует рассматривать как уравнение для определения угла погасания δ инвертора. Перепишем его следующим образом:

$$-2\sin(\alpha+\gamma+\delta)-\nu^2\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}-\delta\right)I_{d*}=$$

$$=\frac{2\nu}{\nu^2-1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)=0. \qquad (4,21)$$

Назовем результирующим коммутирующим напряжением действующую в контуре коммутации разность фазных э. д. с. системы переменного тока за вычетом разности напряжений на конденсаторах обоих фаз, образующих этот контур.

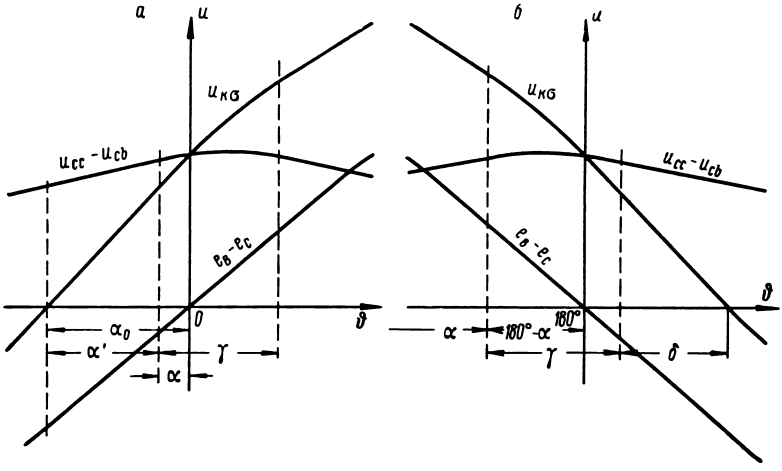


Рис. 30. Кривые э. д. с. и напряжений, действующих в контуре коммутации.

а — выпрямитель; *б* — инвертор с последовательно включенными конденсаторами.

Результирующее коммутирующее напряжение равно

$$u_{k\sigma}=\sqrt{3}E_m\sin\vartheta-(u''_{cb}-u''_{cc})=\nu x_k I_d\frac{\cos\nu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)}{\sin\nu\frac{\gamma}{2}}+$$

$$+\nu x_k I_d\left[\nu\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)-\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}\right]-$$

$$-\frac{\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left[\sin\vartheta-\nu\frac{\cos\nu(\vartheta-\alpha-\gamma)\cos\alpha-\cos\nu(\vartheta-\alpha)\cos(\alpha+\gamma)}{\sin\nu\gamma}\right]+$$

$$+\frac{\nu^2\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2-1)}\left\{\sin\alpha+\sin(\alpha+\gamma)-[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)]\frac{1+\cos\nu\gamma}{\nu\sin\nu\gamma}\right\}. \qquad (4,22)$$

Вследствие того, что результирующее коммутирующее напряжение, действующее в контуре коммутации преобразователя с последовательно включенными конденсаторами, определяется не только э. д. с. системы переменного тока, но также и напряжениями на конденсаторах, моменты его перехода через нуль смещены относительно моментов перехода через нуль разности фазных э. д. с. системы переменного тока, действующей в этом контуре. Именно благодаря этому обстоятельству

делается возможной работа преобразователя с углами зажигания α, изменяющимися в более широком диапазоне, чем у обычного преобразователя без конденсаторов в его главной цепи.

На рис. 30 выполнены построения отрезков кривых э. д. с. $e_B - e_C = \sqrt{3}E_m \sin\vartheta$, напряжения на конденсаторах $u_{cc} - u_{cb}$ и результирующего коммутирующего напряжения u_{k3}, действующего в контуре коммутации выпрямителя и инвертора, наглядно поясняющие расширение области работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами за счет возможной работы выпрямителем при углах зажигания α, меньших нуля, и инвертором при таких углах зажигания α, когда $\alpha + \gamma > 180°$ и погасание вентилей инвертора происходит при углах ϑ, больших 180°, т. е. когда э. д. с. $e_B - e_C$ уже изменила знак.

§ 20. Внешние характеристики преобразователя с последовательно включенными конденсаторами

Выражения для мгновенного значения выпрямленного напряжения u_d в режиме поочередного горения вентилей группами по два и по три на интервале повторяемости в 60 электрических градусов выше были определены следующим образом:
в межкоммутационном интервале

$$u'_d = e_1 - (u'_{ca} - u'_{cb}),$$

в коммутационном интервале

$$u''_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) - \frac{3}{2}u''_{ca}.$$

После подстановки соответствующих выражений напряжений на конденсаторах получим такие выражения для мгновенного значения выпрямленного напряжения:
в межкоммутационном интервале

$$u'_d = \sqrt{3}E_m \cos\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) - 2\nu^2 x_k I_d (\vartheta - \alpha) - \nu^2 x_k I_d \left(\frac{\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) +$$

$$+ \frac{2\nu\sqrt{3}E_m}{\nu^2 - 1}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right), \qquad (4,23)$$

в коммутационном интервале

$$u''_d = \frac{3}{2}E_m \cos\vartheta - \frac{3}{2}\nu^2 x_k I_d \left(\vartheta - \alpha - \frac{\gamma}{2}\right) +$$

$$+ \frac{3\nu\sqrt{3}E_m}{2(\nu^2 - 1)}\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right).$$

Среднее значение U_d выпрямленного напряжения u_d находится по формуле

$$U_d = \frac{3}{\pi}\left[\int_{\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}}^{\alpha} u'_d d\vartheta + \int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} u''_d d\vartheta\right]$$

и равно

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}E_m}{\pi}k_\gamma \cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right), \qquad (4,24)$$

где коэффициент k_V, учитывающий влияние последовательно включенных конденсаторов на величину выпрямленного напряжения, равен

$$k_V = 1 + \frac{\nu}{\nu^2 - 1}\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right)\left(\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\right). \qquad (4,25)$$

При $\nu = 0$, т. е. при отсутствии конденсаторов, коэффициент k_V равен единице, и выражение (4, 24) в этом случае принимает обычный вид.

На рис. 31 представлены зависимости коэффициента k_V от угла коммутации γ для разных значений параметра ν.

Для углов $\nu\frac{\gamma}{2} < \frac{\pi}{6}$ с погрешностью, меньшей 1%, тангенсы можно заменить первыми двумя членами их разложения в степенной ряд. Получим

$$\operatorname{tg}\nu\frac{\gamma}{2} - \nu\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2} \approx \nu(\nu^2 - 1)\frac{\gamma^3}{24},$$

и, соответственно, упрощенное выражение коэффициента k_V

$$k_V = 1 + \nu^2\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right)\frac{\gamma^3}{24} \approx$$

$$\approx 1 + \frac{\pi\nu^2\gamma^3}{36}. \qquad (4,25')$$

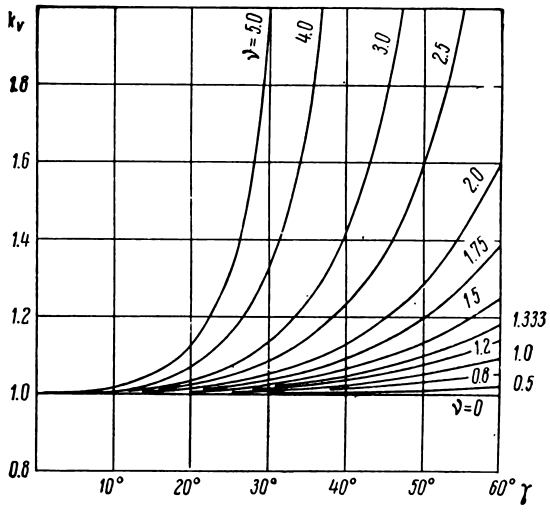


Рис. 31. Зависимости коэффициента k_V от угла коммутации γ для разных значений параметра ν.

Формула (4, 24) выражает зависимость среднего значения выпрямленного напряжения преобразователя с последовательно включенными конденсаторами от углов зажигания α и коммутации γ.

Для получения аналогичной зависимости между выпрямленным током и углами α и γ можно использовать уравнение (4, 7) для контура коммутации, выполнив его интегрирование в пределах интервала коммутации. Перепишем уравнение (4, 7), перенеся член $(u''_{cb} - u''_{cc})$ в правую часть уравнения, в виде

$$2x_k\frac{di''_3}{d\vartheta} = \sqrt{3}E_m\sin\vartheta - (u''_{cb} - u''_{cc}). \qquad (4,26)$$

Проинтегрируем обе части уравнения (4, 26) в пределах от α до $\alpha + \gamma$. Интеграл от левой части уравнения равен $2x_kI_d$. Интеграл от правой части уравнения равен

$$\int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} u_{k\sigma}\,d\vartheta = 2x_kI_d + \nu^2x_kI_d\gamma\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) - \nu x_kI_d\gamma\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2} +$$

$$+ \frac{\nu^2\sqrt{3}E_m\gamma}{2(\nu^2-1)}\left\{\sin\alpha + \sin(\alpha+\gamma) - [\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]\frac{1}{\nu}\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}\right\}.$$

Приравнивая выражения, полученные в результате интегрирований обеих частей уравнения (4, 26), после некоторых преобразований получим

$$x_k I_d\left[\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)\right]=\frac{\sqrt{3}E_m}{\nu^2-1}\left(\nu\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2}-\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}\right)\sin\frac{\gamma}{2}\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right).$$

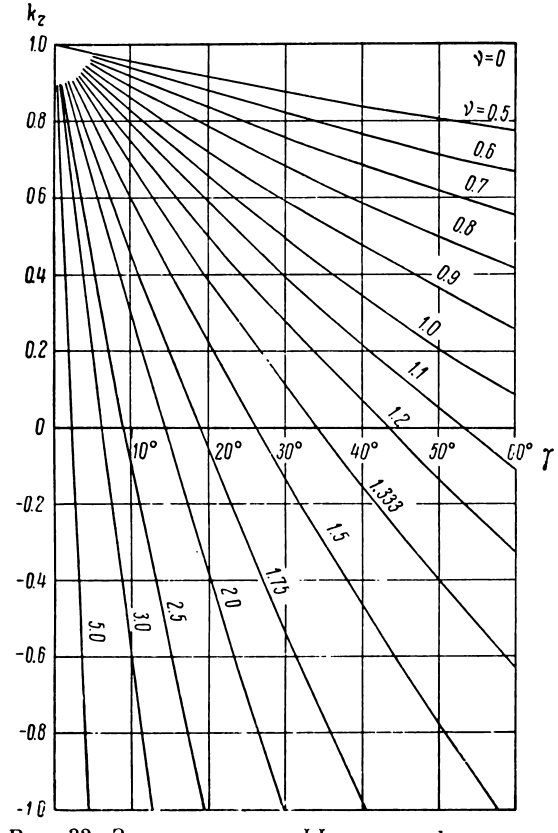


Рис. 32. Зависимости коэффициента k_Z от угла коммутации γ для разных значений параметра ν.

Отсюда

$$I_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{x_k k_Z}\sin\frac{\gamma}{2}\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right), \qquad (4,27)$$

где коэффициент k_Z, учитывающий наличие последовательно включенных конденсаторов, равен

$$k_Z=(\nu^2-1)\times\frac{\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)}{\nu\operatorname{ctg}\frac{\gamma}{2}-\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}}. \qquad (4,28)$$

При отсутствии конденсаторов, когда $\nu=0$, коэффициент k_Z равен единице и выражение (4, 27) обращается в обычное выражение.

На рис. 32 представлены зависимости коэффициента k_Z от угла коммутации γ для разных значений параметра ν.

Можно получить следующее упрощенное выражение для коэффициента k_Z, заменив котангенсы первыми двумя членами их разложения в степенной ряд,

$$k_Z=1-\nu^2\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{3}\right)\frac{\gamma}{2}. \qquad (4,28')$$

Формулы для средних значений выпрямленного напряжения и тока 4, 24) и (4, 27) могут быть записаны в таком виде:

$$U_d=\frac{3\sqrt{3}E_m}{2\pi}k_V[\cos\alpha+\cos(\alpha+\gamma)],$$

$$I_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k k_Z}[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)].$$

Исключая в этих формулах $\cos(\alpha+\gamma)$, находим зависимость между средними значениями выпрямленного напряжения и тока

$$U_d=\frac{3\sqrt{3}}{\pi}E_m k_V\cos\alpha-\frac{3}{\pi}k_V k_Z x_k I_d. \qquad (4,29)$$

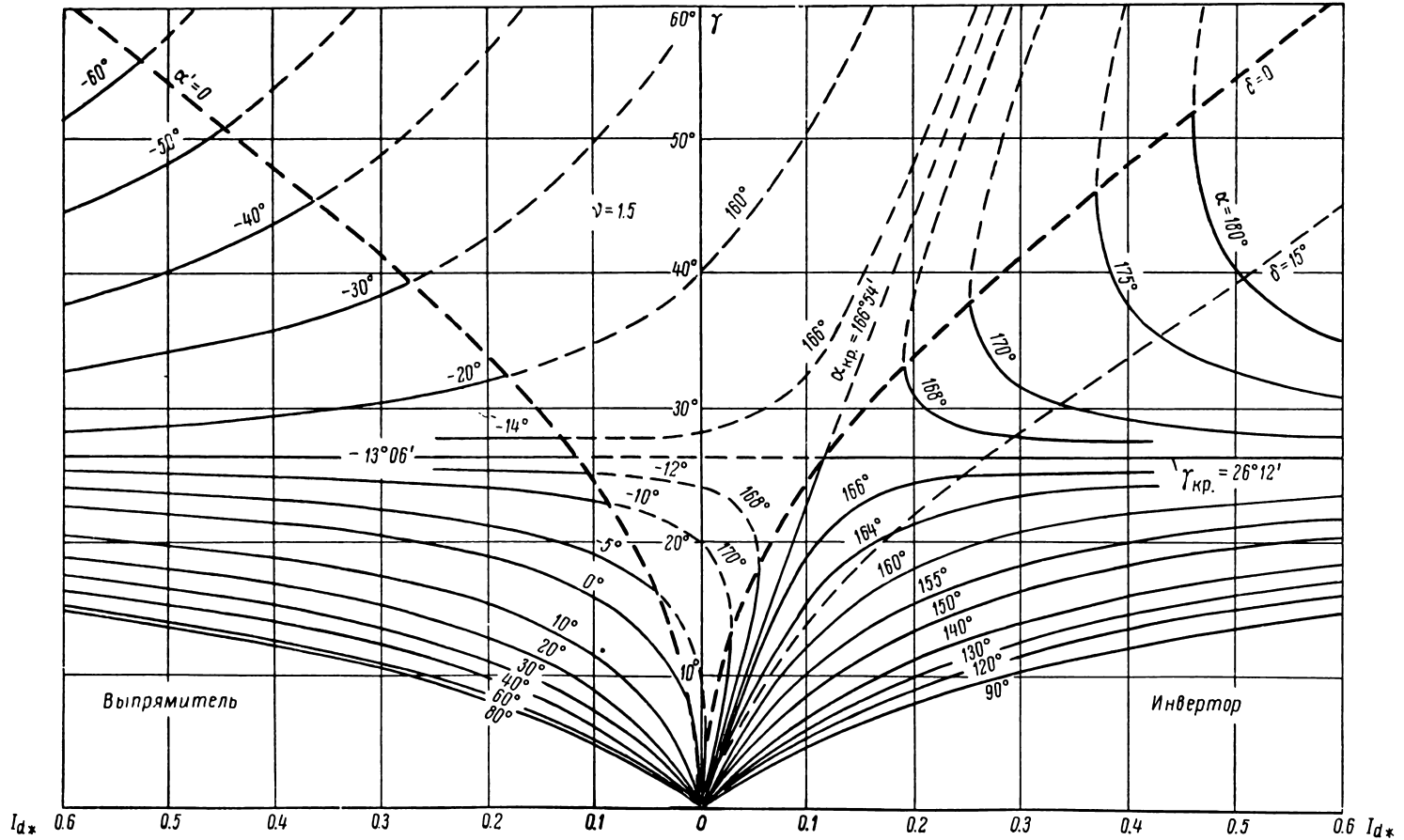


Рис. 33. Зависимости угла коммутации γ от относительной величины выпрямленного тока $I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ преобразователя с последовательно включенными конденсаторами для $\nu = 1{,}5$.

Активная мощность преобразователя определяется произведением средних значений выпрямленного напряжения и тока и равна

$$P = U_d I_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d k_\nu \cos\alpha - \frac{3}{\pi} k_\nu k_Z x_k I_d^2. \qquad (4,30)$$

Если воспользоваться выражениями (4,24) и (4,27), то активную мощность преобразователя можно представить в таком виде:

$$P = \frac{9E_m^2 k_\nu}{4\pi x_k k_Z} \sin\gamma \sin 2\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right). \qquad (4,31)$$

В выпрямительном режиме преобразователь отдает энергию в цепь выпрямленного тока и, соответственно, активная мощность положительна ($P > 0$), а в инверторном режиме он, наоборот, потребляет энергию из цепи выпрямленного тока и активная мощность отрицательна ($P < 0$).

Формула (4,27) выражает зависимость выпрямленного тока от углов зажигания α и коммутации γ. Так как обычно выпрямленный ток является заданной величиной, то выражение (4,27) можно рассматривать как уравнение для определения угла коммутации. Это уравнение удобно представить в такой форме:

$$\frac{2}{k_Z} \sin\frac{\gamma}{2} \sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) = I_{d*}, \qquad (4,32)$$

где

$$I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3} E_m}.$$

Характер зависимостей $\gamma = f(I_{d*})$ при $\nu > 1.045$ резко отличается от характера этих зависимостей для обычного преобразователя без конденсаторов ($\nu = 0$), изображенных графически на рис. 10. На рис. 33 изображены эти зависимости для случая $\nu = 1.5$, причем семейства кривых $\gamma = f(I_{d*})$ совмещены так, что левая полуплоскость относится к выпрямительному, а правая полуплоскость — к инверторному режиму преобразователя.

В обычном преобразователе при постоянных углах зажигания $\alpha = \text{const}$ угол коммутации γ монотонно возрастает с увеличением относительного значения тока I_{d*}, причем в инверторном режиме увеличение I_{d*} ограничено условием обеспечения минимального угла погасания инвертора $\delta = \delta_0$, при котором еще успевает произойти деионизация плазмы погасающего вентиля (для идеального инвертора $\delta = 0$). При наличии конденсаторов, включенных последовательно в главную цепь преобразователя, в случае, когда $\nu > 1.045$, характер изменения угла коммутации γ иной. В плоскости координат (I_{d*}, γ) имеются две предельные линии. Одна из них линия $\gamma_{кр.} = \text{const}$ и другая линия $\alpha_{кр.} = \text{const}$.

Величина $\gamma = \gamma_{кр.}$ есть наименьший корень выражения для k_Z, при котором оно обращается в нуль. Значения критических углов коммутации $\gamma_{кр.}$, найденные из точной (4,28) и из приближенной (4,28′) формул, даны в табл. 2 для ряда значений параметра ν.

Углу $\gamma_{кр.} = 60°$ соответствует величина $\nu = 1.045$. При $\nu < 1.045$ наименьший корень коэффициента k_Z больше $\frac{\pi}{3}$, т. е. в пределах интервала повторяемости, составляющего 60 электрических градусов, нет

Таблица 2

Значения критических углов коммутации одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами

ν	$\gamma_{кр.}$		ν	$\gamma_{кр.}$	
	из формулы (4, 28)	из формулы (4, 28′)		из формулы (4, 28)	из формулы (4, 28′)
1.0	—	—	1.75	18°52′	18°54′
1.1	52°56′	53°00′	2.00	14 14	14 12
1.2	43 10	43 12	2.50	8 58	9 00
1.33	34 15	34 12	3.0	6 12	6 12
1.41	23 46	23 48	4.0	3 26	3 25
1.50	26 12	26 14	5.0	2 12	2 10

критических углов коммутации. Поэтому характер зависимости $\gamma = f(I_{d*})$ существенно отличается от характера этой зависимости в преобразователе без конденсаторов, только когда $\nu > 1.045$.

Из выражения (4, 27) для выпрямленного тока следует, что в том случае, когда коэффициент k_Z обращается в нуль, должно выполняться условие: $\sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) = 0$, поскольку выпрямленный ток всегда имеет конечное значение. Угол зажигания, при котором выполняется это условие, назовем критическим углом зажигания и обозначим его $\alpha_{кр.}$. Очевидно, что для выпрямителя угол $\alpha^*_{кр.} = -\frac{\gamma_{кр.}}{2}$ и для инвертора $\alpha^{**}_{кр.} = 180° - \frac{\gamma_{кр.}}{2}$.

На рис. 33 кривые $\gamma = f(I_{d*})$ построены по уравнению (4, 32) для различных углов зажигания $\alpha = \text{const}$ при $\nu = 1.5$. Кривые, расположенные слева от оси ординат, относятся к выпрямительному режиму, а кривые расположенные справа от оси ординат — к инверторному режиму преобразователя.

Предельные линии $\gamma_{кр.} = \text{const}$ и $\alpha_{кр.} = \text{const}$ делят плоскость (I_{d*}, γ) на четыре части. Рабочими областями на этой плоскости являются те ее части, в которых семейство линий $\gamma = f(I_{d*})$ изображено жирными линиями. Границы областей возможной работы преобразователя, изображенные на рисунке жирным пунктиром, определяются условиями возможности загорания вентилей в выпрямительном режиме и возможности успешного завершения коммутации и погасания вентилей в инверторном режиме. Уравнения этих границ для идеального преобразователя ($\alpha' = 0$ и $\delta = 0$) будут получены в § 21.

При углах зажигания выпрямителя $\alpha > \alpha^*_{кр.}$ угол γ в рабочей области монотонно возрастает с увеличением относительного тока I_{d*}. Кривые $\gamma = f(I_{d*})$ асимптотически приближаются к предельной прямой $\gamma_{кр.}$, причем $\gamma < \gamma_{кр.}$. При углах зажигания выпрямителя $\alpha < \alpha^*_{кр.}$, начиная с некоторой минимальной величины I_{d*} и далее с увеличением I_{d*}, угол γ монотонно убывает и кривые $\gamma = f(I_{d*})$ приближаются к той же прямой $\gamma_{кр.}$, причем $\gamma > \gamma_{кр.}$. При отрицательных углах α работа преобразователя возможна только левее пунктирной границы $\alpha' = 0$.

При углах зажигания инвертора $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$ угол γ монотонно возрастает и кривые $\gamma = f(I_{d*})$ с увеличением I_{d*} асимптотически приближаются к пре-

дельной прямой $\gamma_{кр.}$, причем $\gamma < \gamma_{кр.}$. При углах зажигания инвертора $\alpha > \alpha^{**}_{кр.}$ эти кривые имеют две ветви. Вначале, при небольших величинах I_{d*}, угол γ возрастает с увеличением I_{d*}. Затем, достигнув границы рабочих режимов инвертора ($\delta = 0$), кривые $\gamma = f(I_{d*})$ терпят разрыв. На вторых ветвях этих кривых, соответствующих тем же значениям угла α, начиная с некоторой минимальной величины I_{d*}, при которой еще возможна успешная коммутация тока в инверторе, угол γ монотонно убывает и кривые $\gamma = f(I_{d*})$ асимптотически приближаются с увеличением I_{d*} к предельной прямой $\gamma_{кр.}$, оставаясь выше этой прямой.

Для реального инвертора граница возможных режимов работы проходит правее линии $\delta = 0$, ограничивая в бо́льшей степени область возможной работы инвертора. На рис. 33 тонким пунктиром показана линия $\delta = 15° = \text{const}$. Эта граница построена по уравнению (4, 21).

При больших величинах относительного значения тока I_{d*} угол коммутации γ даже при значительных изменениях I_{d*} меняется мало. Это объясняется тем, что напряжение на конденсаторах, действующее в контуре коммутации, растет вместе с током, так что длительность процесса коммутации тока, измеряемая углом коммутации, при возрастании тока остается примерно постоянной. Влияние напряжения конденсаторов увеличивается также при уменьшении напряжения в системе переменного тока, так как при этом уменьшается основная коммутирующая э. д. с. Уменьшение напряжения в системе переменного тока приводит к возрастанию относительного значения тока I_{d*}.

Внешние характеристики $U_{d*} = f(I_{d*})$ одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами при $\nu = 1.5$ построены на рис. 34 для различных значений $\alpha = \text{const}$, находящихся в пределах $\alpha^{*}_{кр.} \leqslant \alpha \leqslant \alpha^{**}_{кр.}$.

§ 21. Области работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами

Границы работы идеального преобразователя, вентили которого загораются при переходе через нуль в сторону возрастания результирующего коммутирующего напряжения в выпрямительном режиме и погасают при переходе через нуль в сторону убывания этого напряжения в инверторном режиме, можно найти, приравнивая нулю выражение (4, 22) для результирующего коммутирующего напряжения $u_{k\Sigma}$, соответственно, в момент $\vartheta = \alpha_0$ и в момент $\vartheta = \alpha + \gamma$, когда $\delta = 0$.

Угол естественного зажигания α_0 выпрямителя находится из уравнения

$$\nu x_k I_d \operatorname{ctg} \nu \frac{\gamma}{2} - \frac{\sqrt{3} E_m}{\nu^2 - 1} \left[\sin \alpha - \nu \frac{\cos \nu\gamma \cos \alpha - \cos (\alpha + \gamma)}{\sin \nu\gamma} \right] = 0, \quad (4, 33)$$

а условие равенства нулю угла погасания δ инвертора определяет в момент $\vartheta = \alpha + \gamma$ погасания вентиля следующее уравнение:

$$\nu x_k I_d \operatorname{ctg} \nu \frac{\gamma}{2} - \frac{\sqrt{3} E_m}{\nu^2 - 1} \left[\sin (\alpha + \gamma) - \nu \frac{\cos \alpha - \cos \nu\gamma \cos (\alpha + \gamma)}{\sin \nu\gamma} \right]. \quad (4, 34)$$

В тождественности этих уравнений, полученных приравниванием нулю результирующего коммутирующего напряжения, уравнениям 4, 20) и (4, 21) можно убедиться, если положить угол $\alpha = \alpha_0$ в уравне-

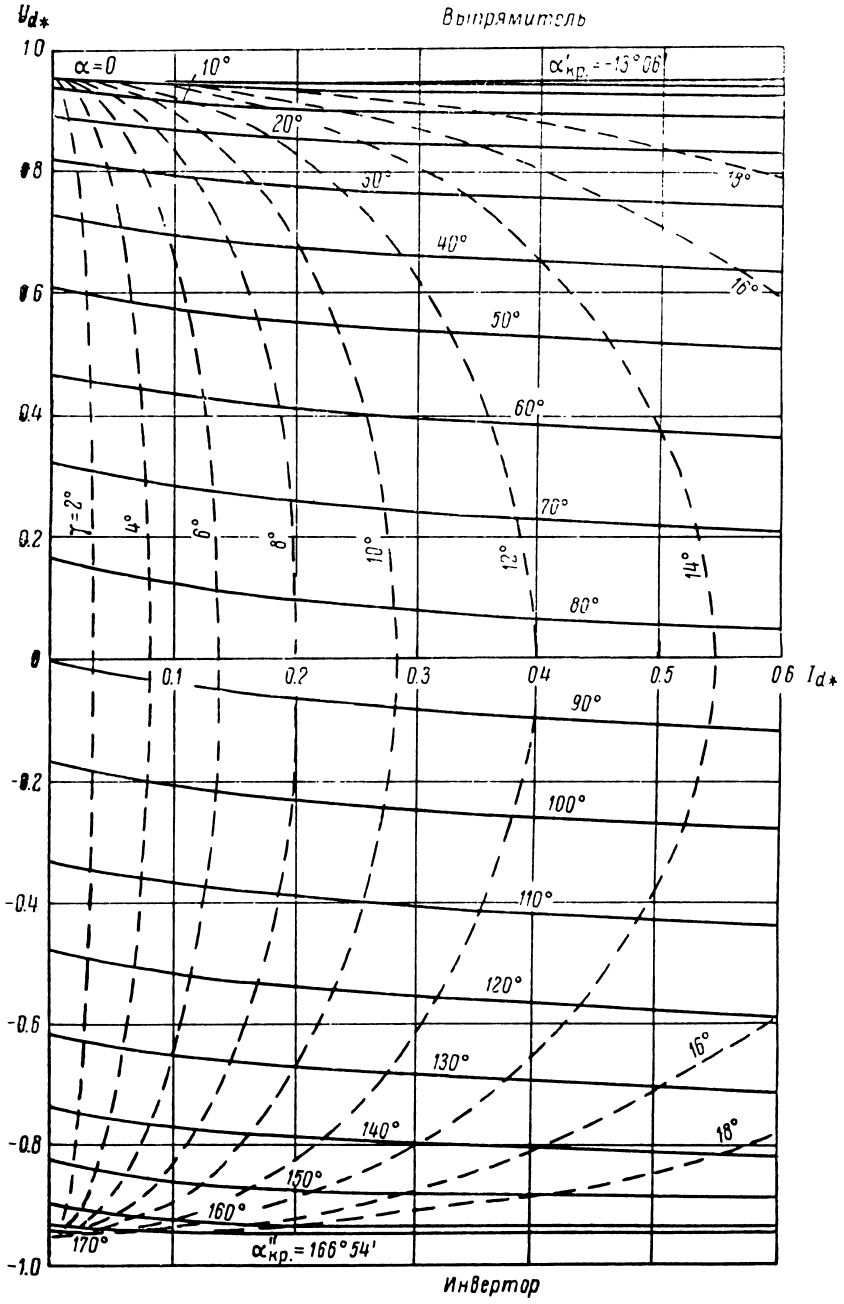


Рис. 34. Внешние характеристики одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами.

нии (4, 33) и угол $\delta = 0$ в уравнении (4, 21) и выполнить ряд преобразований этих уравнений.

Найдем угол естественного зажигания α_0 выпрямителя с последовательно включенными конденсаторами. Запишем уравнение (4, 33) следующим образом:

$$\frac{1}{\nu}\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}\sin\alpha+\cos\alpha-\frac{\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)}{1-\cos\nu\gamma}=\frac{1}{2}(\nu^2-1)I_{d*}\operatorname{ctg}^2\nu\frac{\gamma}{2}.$$

Заменяя в числителе последнего слагаемого левой части уравнения в соответствии с (4, 32) $\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)=k_Z I_{d*}$ и перенося это слагаемое в правую часть уравнения, после несложных преобразований получим

$$\frac{1}{\nu}\sin\nu\gamma\sin\alpha+(1-\cos\nu\gamma)\cos\alpha=\left(1+\frac{\nu^2-1}{k_Z}\cos^2\nu\frac{\gamma}{2}\right)k_Z I_{d*}.$$

Обозначив

$$g_1=1-\cos\nu\gamma;$$

$$g_2=1+\frac{\nu^2-1}{k_Z}\cos^2\nu\frac{\gamma}{2};$$

$$g_3=-\frac{1}{\nu}\sin\nu\gamma,$$

представим данное уравнение в таком виде:

$$g_1\cos\alpha-g_3\sin\alpha=g_2 k_Z I_{d*}.$$

Решая это уравнение совместно с уравнением

$$\sin\gamma\sin\alpha+(1-\cos\gamma)\cos\alpha=k_Z I_{d*},$$

полученным путем преобразования уравнения (4, 32), находим:

$$\begin{aligned}\sin\alpha_0&=\frac{g_1-g_2(1-\cos\gamma)}{g_1\sin\gamma+g_3(1-\cos\gamma)}k_Z I_{d*};\\ \cos\alpha_0&=\frac{g_2\sin\gamma+g_3}{g_1\sin\gamma+g_3(1-\cos\gamma)}k_Z I_{d*}.\end{aligned}\qquad(4,35)$$

Исключая угол α_0 путем возведения в квадрат и сложения выражений (4, 35), находим следующее выражение, связывающее относительное значение выпрямленного тока I_{d*}, угол коммутации γ и параметр ν в граничном режиме работы преобразователя

$$I_{d*}=\frac{g_1\sin\gamma+g_3(1-\cos\gamma)}{k_Z\sqrt{[g_1-g_2(1-\cos\gamma)]^2+(g_2\sin\gamma+g_3)^2}}.\qquad(4,36)$$

Можно показать, как это было показано в предыдущей главе, что соотношение (4, 36) справедливо не только для граничного выпрямительного режима преобразователя, но также и для граничного инверторного режима его работы. При этом можно также убедиться в том, что в граничном инверторном режиме, когда угол $\delta = 0$, углы $\alpha+\gamma$ связаны с углом естественного зажигания α_0 выпрямителя соотношением

$$(\alpha+\gamma)_{\text{гр.}}=180^\circ-\alpha_0.$$

Приравнивая выражения (4, 32) и (4, 36), можно получить для граничных режимов преобразователя с последовательно включенными конденсаторами следующее уравнение:

$$\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)_{\text{гр.}}=$$

$$=\frac{g_1\cos\frac{\gamma}{2}+g_3\sin\frac{\gamma}{2}}{\sqrt{[g_1-g_2(1-\cos\gamma)]^2+(g_2\sin\gamma+g_3)^2}}. \qquad (4,37)$$

На рис. 35 в полярных координатах (ψ, γ) изображены области возможной работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами для ряда значений параметра ν, аналогичные областям, изображенным на рис. 24, для преобразователя с параллельно включенными конденсаторами. Пока $\nu<1.045$, эти области расположены только в верхней полуплоскости. Они несколько шире, чем в случае отсутствия конденсаторов ($\nu=0$). Когда $\nu>1.045$, кроме области *1* в верхней полуплоскости при углах $\gamma<\gamma_{\text{кр.}}$, появляются области *2* возможной работы преобразователя в нижней полуплоскости при углах $\gamma>\gamma_{\text{кр.}}$. Границы областей нанесены по уравнению (4, 37). Области, в которых зажигание и погасание вентилей невозможно, т. е. области, в которых работа преобразователя невозможна, показаны на рис. 35 штриховкой.

Границы области возможной работы преобразователя зависят от величины параметра

$$\nu=\sqrt{\frac{x_c}{x_k}}=\frac{\omega_0}{\omega},$$

представляющего собой отношение собственной угловой частоты ω_0 контура коммутации к основной угловой частоте ω э. д. с. системы переменного тока. При $\nu=0$ получаем границы областей работы преобразователя без конденсаторов. Наличие последовательно включенных конденсаторов в главной цепи преобразователя расширяет границы, существенно увеличивая области возможной работы преобразователя.

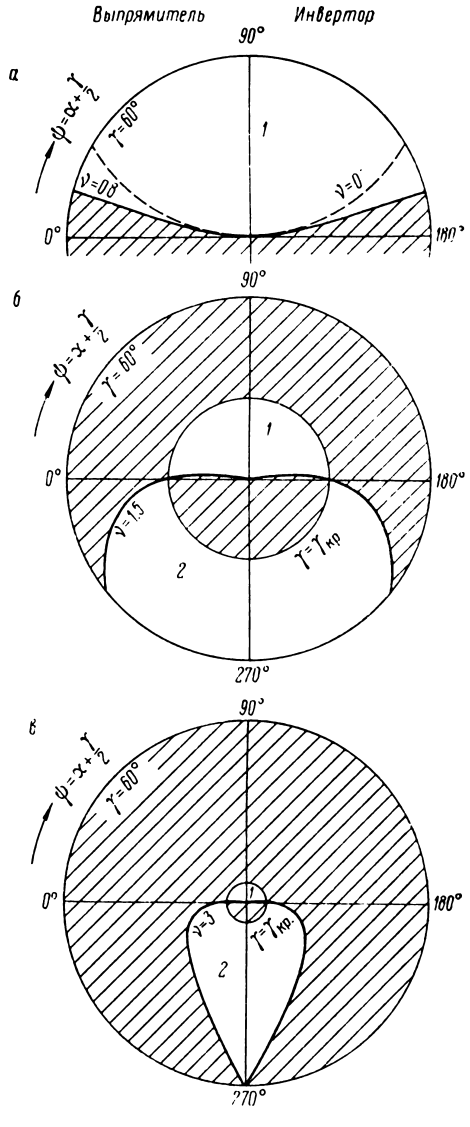


Рис. 35. Области возможной работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами в выпрямительном и инверторном режимах при различных значениях параметра ν.

а — $\nu=0.8$; *б* — $\nu=1.5$; *в* — $\nu=3$.

Последовательно включенные конденсаторы придают преобразователю ряд новых свойств. Эти свойства можно выявить, проанализировав особенности выражений (4, 25) и (4, 28) коэффициентов k_γ и k_z, входящих в формулы для средних значений выпрямленного напряжения и тока.

При $\nu=0$ (т. е. при отсутствии конденсаторов) коэффициенты k_γ и k_z равны единице и формулы (4, 24) и (4, 27) превращаются в обычные выражения для выпрямленного напряжения и тока преобразователя без конденсаторов. Эти коэффициенты равны единице также, когда угол коммутации γ равен нулю, т. е. в режиме холостого хода.

С увеличением угла коммутации γ коэффициент k_z уменьшается и обращается в нуль, когда выполняется равенство

$$\operatorname{ctg}\nu\frac{\gamma}{2}-\nu\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{2}\right)=0, \qquad (4,38)$$

после чего этот коэффициент становится отрицательным (рис. 32).

Наименьший корень $\gamma=\gamma_{кр.}$ уравнения (4, 38) при $\nu<1.045$, как было отмечено ранее, оказывается больше $\frac{\pi}{3}$, т. е. коэффициент k_z обращается в нуль только за пределами интервала повторяемости, и во всем диапазоне изменения углов γ от 0 до 60° этот коэффициент остается положительным.

При $\nu>1.045$ уравнение (4,38) имеет решение в пределах изменения угла γ до 60°, причем значение $\gamma=\gamma_{кр.}$ корня этого уравнения уменьшается с увеличением параметра ν. В табл. 2 даны значения критических углов коммутации для ряда значений параметра ν от 1 до 5.

Другие корни уравнения (4,38) оказываются в пределах интервала повторяемости только при больших значениях параметра ν.

При $\nu<1.045$ свойства преобразователя существенно не отличаются от свойств преобразователя без конденсаторов. Преобразователь может работать только с потреблением реактивной мощности и при некоторой максимально допустимой нагрузке, различной для разных углов α, устойчивость его работы в инверторном режиме нарушается вследствие достижения границы возможной работы. Новые свойства проявляются только, когда $\nu>1.045$. В этой области коэффициент k_z положителен при углах $\gamma<\gamma_{кр.}$ и отрицателен при углах $\gamma>\gamma_{кр.}$. В последнем случае из-за односторонней проводимости вентилей должно быть выполнено условие $\sin\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right)<0$, поскольку выпрямленный ток в преобразователе не меняет своего направления. Это условие указывает, что угол $\psi=\alpha+\frac{\gamma}{2}$ должен быть меньше нуля или больше 180°. Как будет показано в шестой главе, этот угол характеризует сдвиг фаз э. д. с. и основной гармоники переменного тока преобразователя. Области изменения угла ψ в пределах $\psi<0$ для выпрямителя и $\psi>180°$ для инвертора поэтому суть области работы преобразователя с опережающими углами сдвига фаз э. д. с. и тока, в которых преобразователь с последовательно включенными конденсаторами отдает реактивную мощность в систему переменного тока. Таким образом, при $\nu>1.045$ и $\gamma>\gamma_{кр.}$ преобразователь может работать лишь с такими углами за-

жигания α, при которых реактивная мощность отдается в систему переменного тока. При этом в зависимости от знака выпрямленного напряжения возможна работа преобразователя как в выпрямительном, так и в инверторном режиме. Следовательно, кроме обычной области работы преобразователя с потреблением реактивной мощности, в преобразователе с последовательно включенными конденсаторами при $\nu > 1.045$ существует дополнительная область, в которой преобразователь работает с выдачей реактивной мощности в систему переменного тока.

Горизонтальная ось на рис. 35 соответствует условию $\sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) = 0$, и поэтому эта ось разделяет области, в которых преобразователь с последовательно включенными конденсаторами работает с потреблением и с выдачей реактивной мощности в систему переменного тока. Вертикальная ось на рис. 35 отвечает условию $\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right) = 0$, она разделяет области работы преобразователя в выпрямительном и инверторном режимах. Переход преобразователя из выпрямительного режима его работы в инверторный и наоборот осуществляется путем изменения угла α и сопровождается изменением знака активной мощности преобразователя. Знак активной мощности преобразователя может меняться только за счет изменения знака выпрямленного напряжения, поскольку ток преобразователя не меняет направления. Изменение знака выпрямленного напряжения при изменении α, как можно видеть по виду выражения (4,24), полностью определяется знаком $\cos\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right)$, так как коэффициент k_γ не зависит от угла α.

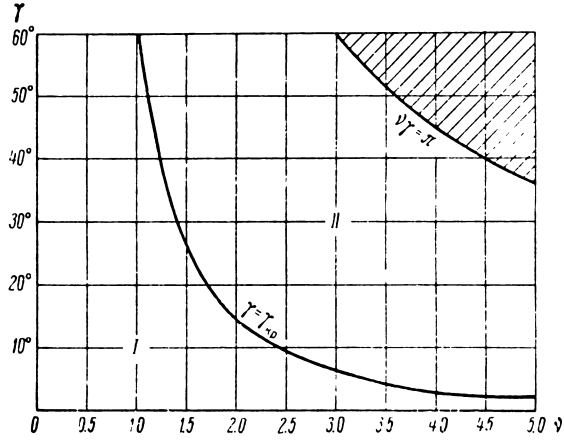


Рис. 36. Области работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами с потреблением (*I*) и с выдачей реактивной мощности (*II*).

Коэффициент k_γ положителен, пока $\nu\gamma < \pi$. Когда $\nu\gamma = \pi$, он обращается в бесконечность, а далее при $\nu\gamma > \pi$ становится отрицательным и, изменяясь от $-\infty$ до 0, затем снова возрастает до бесконечности и т. д.

Вблизи границы изменения знака коэффициента k_γ, определяемой уравнением $\nu\gamma = \pi$, при $\nu\gamma > \pi$ коэффициент k_γ имеет отрицательный знак (его знак изменится только, когда $\nu\gamma > 2\pi$).

Изменение знака коэффициента k_γ за пределами линии $\nu\gamma = \pi$ влечет за собою изменение знака выпрямленного напряжения. Но так как переход преобразователя из выпрямительного режима к инверторному режиму работы осуществляется при любых значениях ν и при разной нагрузке преобразователя путем изменения угла зажигания α, то, следовательно, коэффициент k_γ не может менять знака. При $\nu\gamma > \pi$ работа преобразователя невозможна, и поэтому линия $\nu\gamma = \pi$ в координатах (ν, γ) определяет границу области возможной работы преобра-

зователя с последовательно включенными конденсаторами. Эта область изображена на рис. 36. Кривая $\gamma_{кр.} = f(\nu)$ делит эту область на две части. Часть (*I*) области является областью работы преобразователя с потреблением реактивной мощности, а часть (*II*) области является областью работы преобразователя с выдачей реактивной мощности в систему переменного тока. Эта последняя область существует только при $\nu > 1.045$, а при меньших ν преобразователь с последовательно включенными конденсаторами, как и обычный преобразователь без конденсаторов, может работать, только потребляя реактивную мощность из системы переменного тока.

Такое существенное расширение области работы преобразователя при $\nu > 1.045$ оказывается возможным вследствие того, что при наличии последовательно включенных в главную цепь конденсаторов успешная коммутация тока осуществима в значительно более широкой области изменения углов зажигания α, чем без конденсаторов.

§ 22. Влияние последовательно включенных конденсаторов на устойчивость работы инвертора

Вопрос об устойчивости инвертора имеет исключительно большое значение для надежной работы передачи постоянного тока. Инвертор без конденсаторов в его главной цепи и без дополнительного сеточного регулирования, обеспечивающего постоянство угла погасания при изменениях режима его работы, теряет устойчивость при некоторой максимальной нагрузке, а также при значительных снижениях напряжения в приемной энергосистеме. Угол коммутации в таком инверторе монотонно растет с увеличением относительного значения тока I_{d*}. Это увеличение угла коммутации в инверторе ограничено условием обеспечения минимального угла погасания δ.

При наличии в главной цепи инвертора последовательно включенных конденсаторов, когда $\nu > 1.045$, в определенной зоне углов зажигания проявляется весьма ценное новое свойство инвертора, которое создается естественным образом, без какого-либо дополнительного регулирования, одним из элементов главной цепи, а именно — конденсаторами.

Из рис. 33 видно, что угол $\gamma = f(I_{d*})$ (при $\alpha = \text{const}$, когда угол $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$) монотонно возрастает, приближаясь с увеличением I_{d*} к критическому углу $\gamma = \gamma_{кр.}$, но оставаясь всегда меньше его, т. е. является ограниченным. Поэтому, если выбрать угол зажигания $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$ таким, чтобы всегда соблюдалось неравенство $\delta \geqslant \delta_0$, где δ_0 — угол запаса инвертора, то инвертор с последовательно включенными конденсаторами при $\nu > 1.045$ будет работать вполне устойчиво во всем диапазоне изменения нагрузки и при перегрузках, а также при симметричных изменениях напряжения в системе переменного тока. Когда угол $\alpha > \alpha^{**}_{кр.}$, инвертор с последовательно включенными конденсаторами устойчиво работает при перегрузках и при понижениях напряжения в системе переменного тока, но при малых нагрузках и при повышениях напряжения в приемной сети такой инвертор теряет свою устойчивость подобно тому, как инвертор без конденсаторов теряет устойчивость при перегрузках и при понижениях напряжения.

В зоне работы инвертора с углами зажигания $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$, при $\nu > 1$ углы погасания δ изменяются в зависимости от относительного значе-

ния тока I_{d*} по U-образным кривым, имеющим минимум при некоторой величине I_{d*}. На рис. 37 построены кривые $\delta = f(I_{d*})$ для различных углов зажигания $\alpha = \text{const}$ при том же самом значении параметра $\nu = 1.5$, для которого были выполнены построения на рис. 33. Эти кривые рассчитаны по уравнению (4,21) с использованием семейства кривых, представленных на рис. 33. Из рис. 37 видно, что при углах $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$ всегда можно выбрать угол δ таким, чтобы было выполнено условие $\delta \geqslant \delta_0$, где δ_0 — угол запаса инвертора. Следовательно, в этих условиях инвертор с последовательно включенными конденсаторами не может опрокинуться и работает вполне устойчиво без какого-либо регулирования угла зажигания.

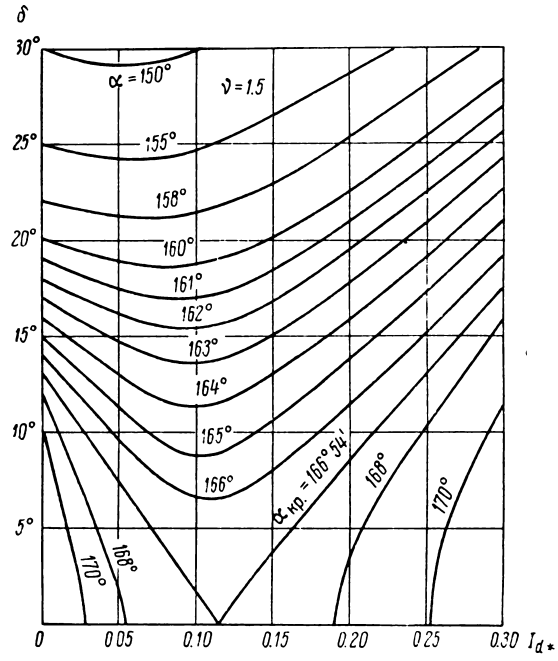


Рис. 37. Зависимости угла погасания δ инвертора с последовательно включенными конденсаторами от относительной величины выпрямленного тока $I_{d*} = \dfrac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ для $\nu = 1.5$.

Существование области высокой устойчивости инвертора с последовательно включенными конденсаторами подтверждено при экспериментальном исследовании на модели электропередачи постоянного тока различных симметричных установившихся и переходных процессов. Главный трансформатор в модели имел схему соединения обмоток Δ/Y, и конденсаторы в данном опыте были включены со стороны приемной системы. Характер установившихся электромагнитных процессов в преобразователе с последовательно включенными конденсаторами не зависит от того, с какой стороны трансформатора, первичной или вторичной, они включены. Место включения конденсаторов существенно влияет лишь на особенности протекания аварийных процессов в таких преобразователях. При включении конденсаторов со стороны системы переменного тока меняется только форма кривой напряжения на конденсаторах в случае, когда трансформатор имеет неидентичные схемы соединения первичных и вторичных обмоток. На рис. 38 приведены осциллограммы токов и напряжений для двух различных установившихся режимов инвертора с последовательно включенными конденсаторами при $\nu = 1{,}5$ для номинального режима и для режима при пониженном на 15% напряжении в системе переменного тока и увеличенном вследствие этого в полтора раза выпрямленном токе. На этих осциллограммах даны напряжение u_1 и ток i_1 в одной из фаз на первичной стороне трансформатора, напряжение u_a и ток i_a в одной фазе на вторичной стороне трансформатора, напряжение $u_{c.1}$ на конденсаторах фазы A, напряжение на вентиле u_1 и ток i_1 в том же вентиле,

выпрямленные напряжение u_d и ток i_d. Приведенные осциллограммы сняты при одном и том же угле зажигания $\alpha = 164°$. Как видно из осциллограмм, уменьшение напряжения в системе переменного тока и увеличение выпрямленного тока сопровождается в данном случае заметным увеличением угла погасания вентилей инвертора.

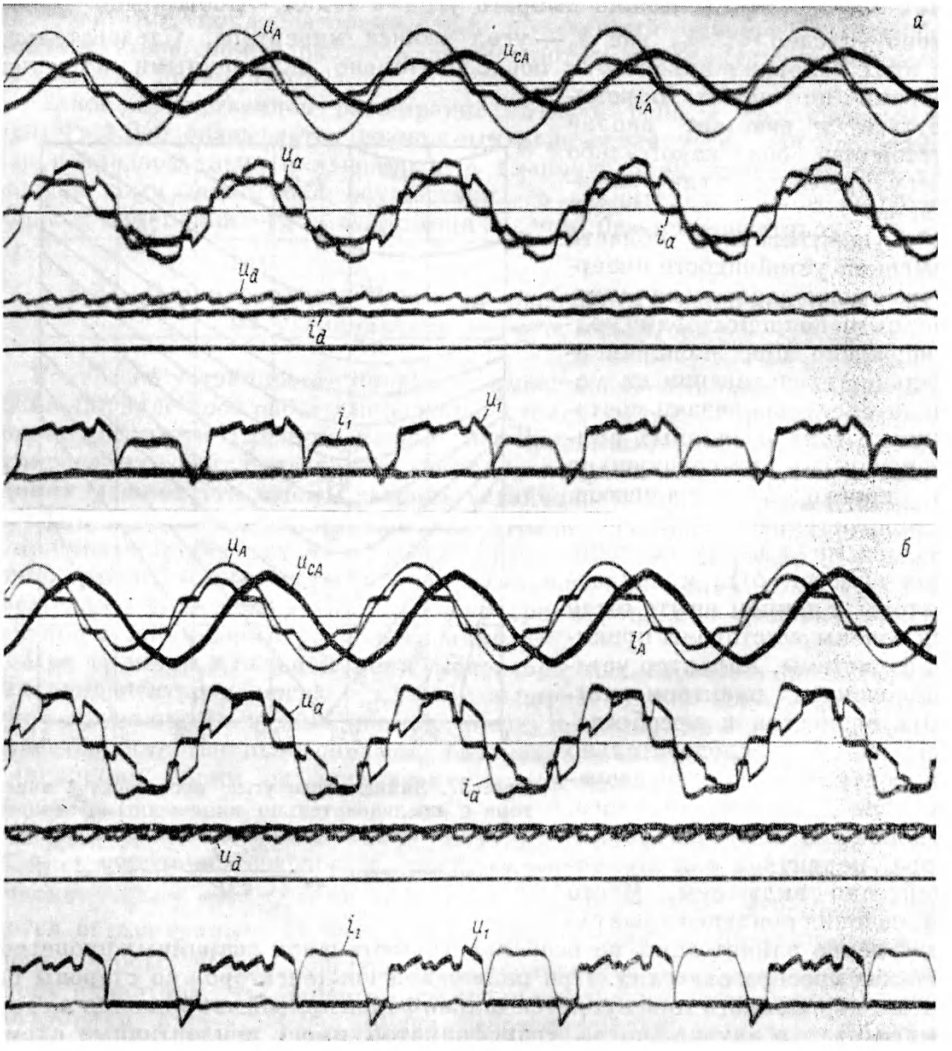


Рис. 38. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами со стороны системы переменного тока при $\nu = 1.5$.

а — для номинального режима; *б* — при пониженном напряжении в системе.

Высокая устойчивость инвертора сохраняется также при переходных процессах, связанных с быстрыми симметричными изменениями напряжения на его шинах и с изменениями выпрямленного тока в линии передачи постоянного тока. На рис. 39 приведены осциллограммы токов и напряжений при внезапном симметричном уменьшении напряжения в системе переменного тока на 40% и последующем через

0.2 сек. восстановлении этого напряжения до его прежней величины. Понижение напряжения на шинах инвертора достигалось в опыте включением к этим шинам короткозамкнутого асинхронного двигателя, а восстановление напряжения происходило после его отключения. Понижение напряжения на шинах инвертора привело в данном случае к повышению напряжения на конденсаторах на 30%, пропорционально увеличению тока, протекающего через инвертор. Заметно изменилась также форма кривых напряжения на вентилях, причем, несмотря на изменение формы обратного напряжения на вентиле, его наибольшее значение не превзошло величины, которая была в установившемся режиме. При пониженном напряжении на шинах инвертора увеличились скачки напряжения на вентилях и увеличился угол погасания. Процесс восстановления напряжения также происходит спокойно.

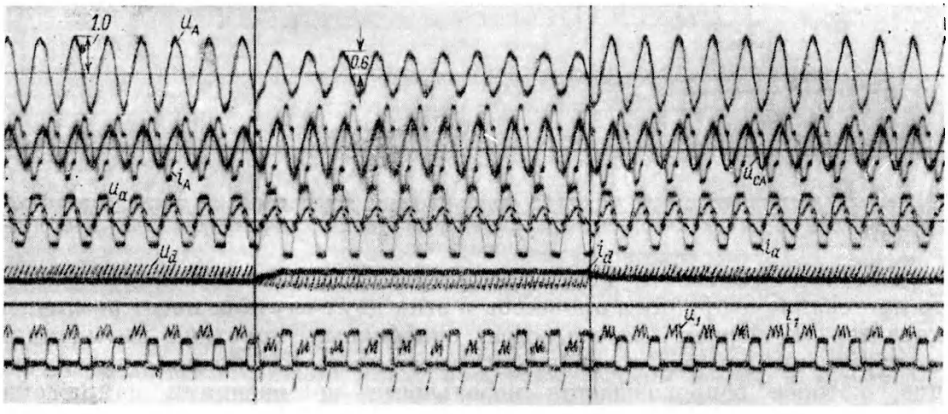


Рис. 39. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами при внезапном симметричном изменении напряжения в системе переменного тока.

На рис. 40 приведены осциллограммы токов и напряжений инвертора при изменениях тока в линии передачи постоянного тока, осуществленных путем кратковременного понижения напряжения на шинах отправной системы переменного тока модели. Напряжение u'_A одной из фаз этой системы изображено на верхней кривой. При понижении напряжения на шинах выпрямителя на 12% выпрямленный ток в линии передачи снизился до одной трети его номинальной величины. Изменение выпрямленного тока происходит сравнительно медленно из-за особенностей динамических характеристик электропередачи постоянного тока (см. § 43). Уменьшение выпрямленного тока не вызывает аварийного процесса в инверторе с последовательно включенными конденсаторами, когда угол зажигания $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$. При более глубоких понижениях напряжения на шинах выпрямителя ток в линии передачи уменьшается до нуля, а после восстановления напряжения восстанавливается нормальный режим передачи постоянного тока.

Устойчивость инвертора при несимметричных изменениях напряжения, вызванных несимметричными короткими замыканиями в системе переменного тока, заметно уменьшается по сравнению со случаями симметричных коротких замыканий вследствие неодинакового изменения углов погасания отдельных вентилей. Если в переходном процессе инвертор

не теряет устойчивости, то процессы проходят одинаково, как при включении конденсаторов между преобразовательным мостом и трансформатором, так и при их включении со стороны системы переменного тока. Если переходные процессы заканчиваются опрокидыванием инвертора,

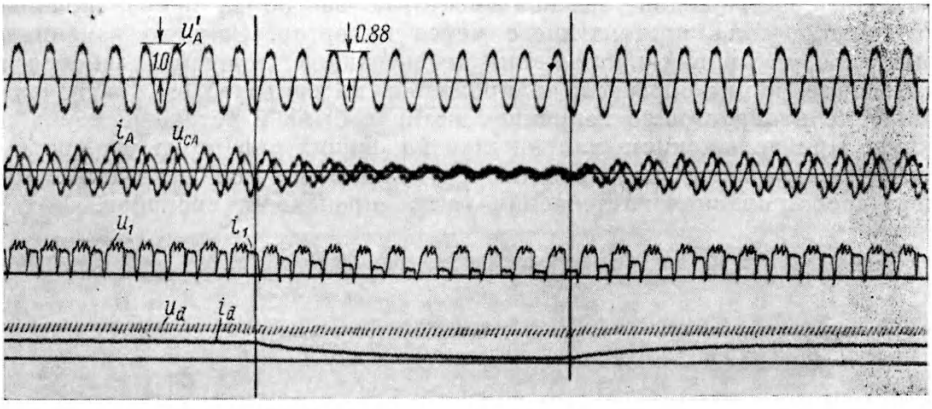


Рис. 40. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами при изменении тока в линии передачи постоянного тока.

то протекание аварийных процессов в этих двух случаях носит различный характер. В первом случае, при однофазных коротких замыканиях, электрически близких к инвертору, имеет место однофазное опрокидывание, которое сопровождается небольшими повышениями напряжения

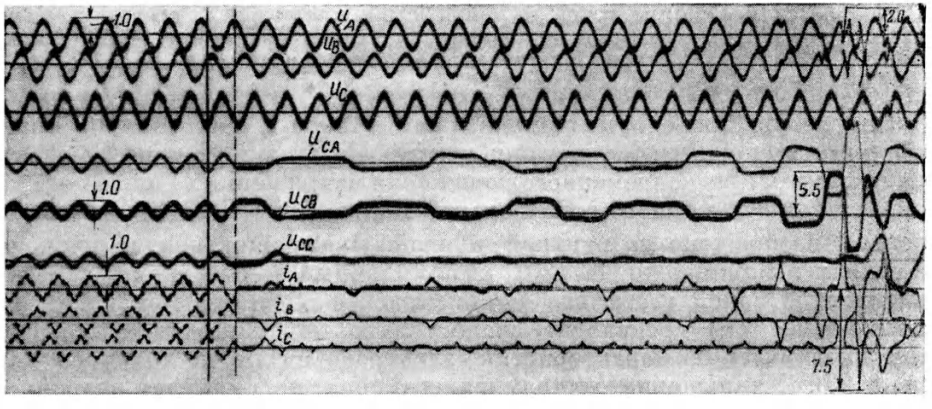


Рис. 41. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами со стороны системы переменного тока при однофазном опрокидывании инвертора.

на вентилях. Во втором случае, при некоторых соотношениях параметров главной цепи инвертора, подобная авария может привести к появлению медленных нелинейных колебаний, которые вызывают в процессе развития аварии большие перенапряжения на конденсаторах, вентилях и всплески тока в трехфазной цепи. Такой аварийный процесс зафиксирован на осциллограммах, приведенных на рис. 41. Причиной возникновения медленных

колебаний являются нелинейные свойства цепи, состоящей из индуктивностей системы переменного тока, конденсаторов и трансформаторов. Нелинейной характеристикой обладает трансформатор, в котором при этом протекает ток только по обмоткам, присоединенным к системе переменного тока.

Значительно тяжелее, чем в инверторе без конденсаторов, протекают аварийные процессы при двухфазном опрокидывании инвертора, которые происходят, например, при исчезновении импульсов в цепях сеточного управления вентилями. Когда конденсаторы включены между преобразовательным мостом и трансформатором, ток двухфазного опрокидывания протекает через конденсаторы, заряжает их до напряжения, в несколько

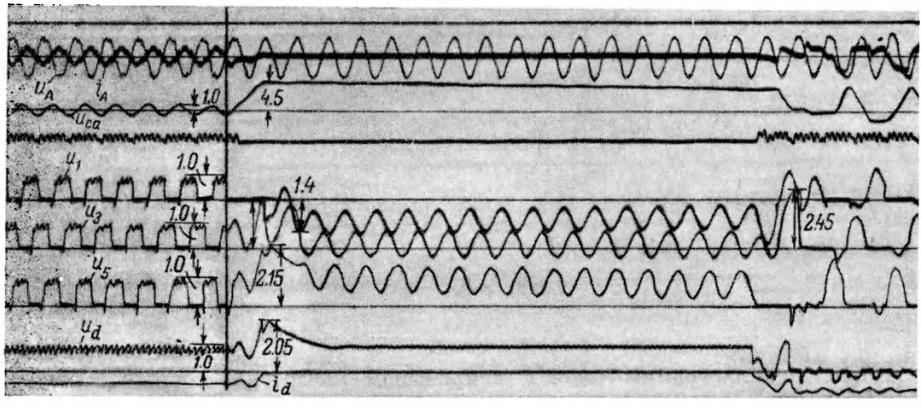


Рис. 42. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами между преобразовательным мостом и трансформатором при двухфазном опрокидывании инвертора.

раз превышающего его номинальное значение, и, в конце концов, прекращается. На линии передачи постоянного тока и на вентилях при этом возникают перенапряжения. В дальнейшем на линии передачи устанавливается напряжение, равное выпрямленному напряжению выпрямителя, а на конденсаторах сохраняется заряд. Такой аварийный процесс изображен на осциллограммах, приведенных на рис. 42. Когда конденсаторы включены со стороны системы переменного тока, то при двухфазном опрокидывании через вторичные обмотки трансформатора протекает ток одного направления, сильно намагничивающий сердечники трансформатора. При этом на первичной стороне трансформатора появляются колебания тока, в результате которых наблюдаются резкие всплески первичного тока. Аварийный процесс протекает с большими перенапряжениями на элементах оборудования и в линии передачи. Такой аварийный процесс изображен на осциллограммах, приведенных на рис. 43.

Снижение устойчивости инвертора при несимметричных коротких замыканиях в системе переменного тока при существующей симметричной системе управления вентилями не является недостатком, присущим только инвертору с последовательно включенными конденсаторами. Этот недостаток свойствен также инвертору без конденсаторов в его главной цепи. Разработка новых принципов сеточного управления должна обеспечить при несимметричных переходных процессах такую же высокую степень устойчивости инвертора с конденсаторами, которая характерна для него при симметричных установившихся режимах и сохраняется при симмет-

ричных переходных процессах в системе переменного тока. При этом возможность опрокидывания инвертора уменьшится, а преодоление трудностей, связанных с появлением перенапряжений в случаях, когда такая авария все же произойдет, следует искать в возможностях предотвратить развитие процесса двухфазного опрокидывания инвертора и возникновение колебаний. В многомостовых преобразователях можно, например, осуществлять при этом шунтирование аварийных мостов с помощью специальных вентилей.

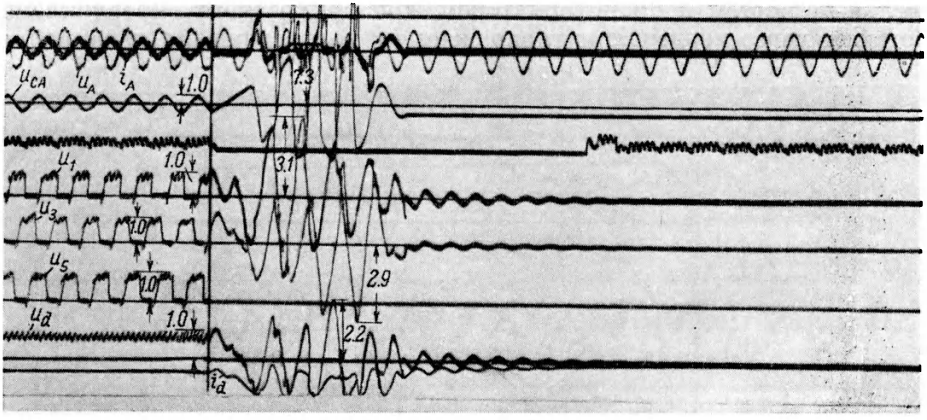


Рис. 43. Осциллограммы токов и напряжений инвертора с последовательно включенными конденсаторами со стороны системы переменного тока при двухфазном опрокидывании инвертора.

§ 23. Выбор режима работы и соотношения параметров главной цепи преобразователей с последовательно включенными конденсаторами

Наибольший практический интерес для одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами представляет область изменения параметра ν в пределах от 1.045 до некоторого ν_{max}, при котором реактивная мощность конденсаторов еще не очень велика. В этой области в зоне углов зажигания $\alpha < \alpha^{*}_{кр.}$ для выпрямителя и в зоне $\alpha > \alpha^{**}_{кр.}$ для инвертора преобразователь работает с выдачей реактивной мощности в систему переменного тока, когда углы коммутации $\gamma > \gamma_{кр.}$. Это свойство преобразователя в ряде случаев является весьма ценным. Наиболее же существенным новым свойством преобразователей с последовательно включенными конденсаторами является то, что в инверторном режиме при углах зажигания $\alpha < \alpha^{**}_{кр.}$ такой преобразователь приобретает весьма высокую устойчивость при симметричных изменениях напряжения в системе переменного тока и при изменениях нагрузки инвертора. В этой области путем выбора угла зажигания α достаточно близким к углу $\alpha^{**}_{кр.}$ можно достигнуть минимального потребления реактивной мощности из системы переменного тока, но невозможно осуществить выдачу реактивной мощности в систему. Таким образом, области изменения углов зажигания, в которых проявляются указанные два свойства преобразователя, обусловленные наличием в его главной цепи последовательно включенных конденсаторов, не совпадают. Из рис. 33 видно, что выдача реактивной мощ-

ности в систему осуществляется при углах коммутации $\gamma > \gamma_{кр.}$, т. е. в области, находящейся выше линии $\gamma_{кр.}$, а область высокой устойчивости инвертора расположена ниже этой предельной линии и правее линии $\alpha = \alpha^{**}_{кр.}$.

Величину критического угла коммутации $\gamma_{кр.}$ необходимо выбирать в зависимости от того, какое свойство преобразователя желательно использовать. Для работы с выдачей реактивной мощности целесообразно иметь большую область выше предельной линии $\gamma_{кр.}$. Для работы инвертора с повышенной устойчивостью необходима достаточно большая область ниже предельной линии $\gamma_{кр.}$. Критический угол коммутации $\gamma_{кр.}$ с достаточной точностью определяется следующим уравнением:

$$\gamma^2_{кр.} - 2\pi\gamma_{кр.} - \frac{6}{\nu^2} = 0, \tag{4,39}$$

которое получается в результате приравнивания нулю числителя выражения (4,28′) для коэффициента k_Z. Решение этого уравнения имеет такой вид:

$$\gamma_{кр.} = \pi\left(1 - \sqrt{1 - \frac{6}{\pi^2\nu^2}}\right). \tag{4,40}$$

В случае, когда величина $\gamma_{кр.}$ предварительно выбрана по указанным выше соображениям, уравнение (4,39) позволяет определить необходимую величину отношения $\nu^2 = \frac{x_c}{x_k}$ емкостного сопротивления конденсаторов к суммарному индуктивному сопротивлению контура коммутации на фазу при основной частоте 50 *гц*.

Величина ν^2 находится по следующей формуле:

$$\nu^2 = \frac{3}{\pi\gamma_{кр.}} \frac{1}{1 - \frac{\gamma_{кр.}}{2\pi}} \approx \frac{3}{\pi\gamma_{кр.}}\left(1 + \frac{\gamma_{кр.}}{2\pi}\right). \tag{4,41}$$

Для работы одномостового инвертора в области высокой устойчивости целесообразно выбрать величину параметра ν в пределах от 1.4 до 1.5.

Выше мы ограничились рассмотрением одномостового преобразователя с последовательно включенными конденсаторами. Это дало возможность наиболее отчетливо выявить основные свойства таких преобразователей. В двухмостовом преобразователе возникают некоторые особенности, но основные свойства сохраняются. Вопрос об особенностях процессов в двухмостовом преобразователе с последовательно включенными конденсаторами рассмотрен в литературе [126]. Приведем здесь выражение коэффициента k_Z для двухмостового преобразователя с конденсаторами, включенными в общую цепь мостов:

$$k_Z \approx 1 - \nu^2\left[(2 + \sqrt{3})\frac{\pi}{3} - \frac{\gamma}{3}\right]\frac{\gamma}{2}. \tag{4,42}$$

Для двухмостового преобразователя с конденсаторами, включенными последовательно в цепи каждого из мостов, для выбора параметра ν остаются справедливыми соотношения (4,40) и (4,41), поскольку выражение для коэффициента k_Z такого преобразователя то же самое, что у одномостового преобразователя. Поэтому для работы такого преобразователя в инверторном режиме в области высокой устойчивости

целесообразно выбрать величину параметра ν также в пределах от 1.4 до 1.5.

Исходя из тех же соображений, которые были изложены выше для одномостового преобразователя, оптимальными величинами параметра ν в двухмостовом преобразователе с конденсаторами, включенными в общей цепи обоих мостов, следует считать значения ν в пределах от 1.0 до 1.1.

При этих величинах параметра ν отношение $\nu^2 = \frac{x_c}{x_k}$ примерно вдвое меньше, чем для двухмостового преобразователя с конденсаторами в цепях каждого из мостов. Это вполне естественно, так как при этом общая реактивная мощность конденсаторов двухмостового преобразователя примерно одинакова в обоих случаях. Некоторое небольшое различие обусловлено разной формой кривой тока, протекающего через конденсаторы в обоих случаях. Ток в общей цепи двухмостового преобразователя имеет меньшие искажения, чем ток в цепях каждого из преобразовательных мостов.

Глава V

ВЛИЯНИЕ НЕСИММЕТРИЧНЫХ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЙ В СИСТЕМЕ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА НА РАБОТУ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ

§ 24. Эквивалентная схема преобразователя и системы переменного тока при несимметричных коротких замыканиях

Преобразователи электропередач постоянного тока должны надежно работать не только при симметричных напряжениях в системе переменного тока, но и при несимметрии напряжений, вызванной короткими замыканиями и неполнофазными режимами примыкающих к преобразовательной подстанции линий электропередач переменного тока. Надежно работать в таких условиях должны также, например, преобразователи ионного возбуждения крупных генераторов, преобразователи тяговых подстанций железных дорог и др. Допустимые неполнофазные режимы не вызывают значительной несимметрии в системе переменного тока, однако они могут существовать длительное время. Электрически близкие короткие замыкания вызывают весьма значительную несимметрию напряжений и, хотя вызванная ими несимметрия обычно кратковременна, они могут привести к нарушению работы преобразователей. Как неполнофазные режимы, так и короткие замыкания вызывают не только несимметрию напряжений, но и несимметрию сопротивлений в фазах системы переменного тока, что также сказывается на работе преобразователей.

Для создания надежно работающих преобразователей важно знать, как влияют наиболее часто встречающиеся несимметричные (однофазные и двухфазные) короткие замыкания на процессы в преобразователях и на величины средних значений выпрямленного тока и напряжения.

Ниже рассматриваются электромагнитные процессы в управляемом трехфазном мостовом преобразователе с ионными вентилями, работающем в установившихся режимах при несимметрии напряжений в системе переменного тока с учетом возникающей при этом несимметрии сопротивлений фаз. С целью изложения метода анализа процессов в преобразователе при несимметрии системы переменного тока ниже проведено подробное рассмотрение только наиболее простых режимов работы преобразователей, когда вентили горят группами по два и по три. Подробное рассмотрение более сложных режимов здесь не приведено из-за громоздкости выкладок, однако в § 29 будут указаны найденные при таком рассмотрении некоторые основные особенности более сложных режимов.

Эквивалентная схема преобразователя и системы переменного тока, принятая при рассмотрении влияния несимметричных коротких замыканий на работу преобразователя, показана на рис. 44. Обмотки трансформатора преобразователя соединены по схеме Δ/Y. Коэффициент

трансформации равен $c = \frac{w_1}{w_2} = \sqrt{3}$ (здесь w_1 и w_2 — числа витков первичной и вторичной обмоток). Трансформатор присоединен к шинам подстанции переменного тока, которые в свою очередь присоединены через индуктивные сопротивления x_s к генератору симметричной системы синусоидальных э. д. с. e_A, e_B, e_C. Сопротивления x_s являются эквивалентными индуктивными сопротивлениями энергосистемы переменного тока, а генератор дает эквивалентные э. д. с. этой энергосистемы. Не касаясь методов определения этих величин, будем считать их заданными [44, 82]. Последовательно с каждым вентилем включен анодный реактор x_a. Сопротивления рассеяния обмоток трансформатора x'_T и x''_T

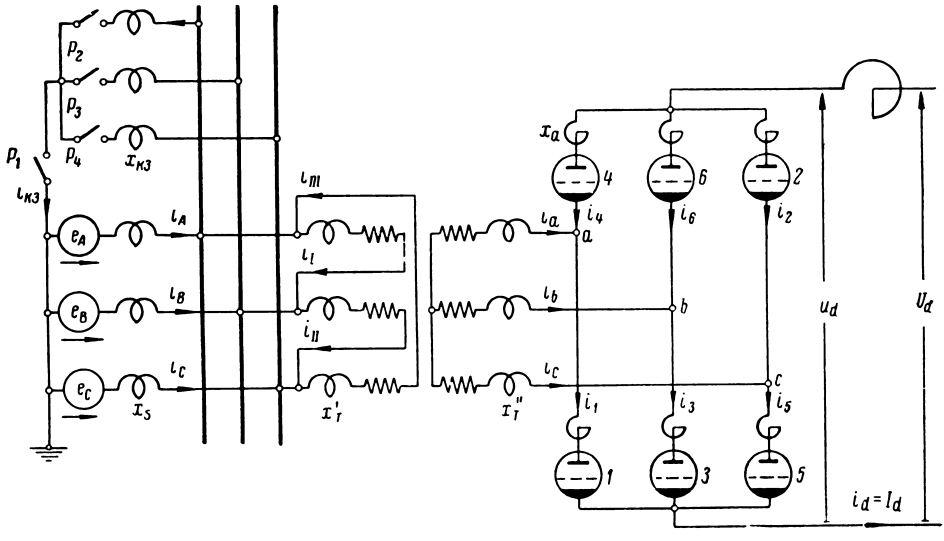


Рис. 44. Эквивалентная схема преобразователя и цепей короткого замыкания энергосистемы.

на эквивалентной схеме вынесены во внешнюю цепь так, как это изображено на рис. 44.

Несимметричные (однофазные и двухфазные) короткие замыкания учитываются индуктивной нагрузкой с сопротивлением $x_{к.з.}$, присоединенной к шинам преобразователя. Полагая замкнутыми те или иные рубильники $P_1 \div P_4$, можно получить схему для любого вида короткого замыкания. При таком способе учета коротких замыканий автоматически учитываются не только изменения коммутирующих напряжений, но и изменения сопротивлений контуров коммутации. В данной главе рассмотрены: однофазное короткое замыкание фазы A и двухфазное короткое замыкание между фазами A и C. Однофазные и двухфазные короткие замыкания других фаз могут быть сведены к рассмотренным случаям путем круговой перестановки индексов. Очередность зажигания вентилей определяется системой линейных напряжений на вторичных обмотках трансформаторов, и на рис. 44 вентилям присвоены номера в соответствии с очередностью их зажигания при симметрии напряжений. Будем рассматривать идеальный случай, когда система нофазного сеточного управления выдает управляющие импульсы для каждого вентиля в точно заданные моменты времени.

Активное сопротивление в цепи короткого замыкания в расчетах не учитывается. Такое допущение не вносит больших погрешностей и широко применяется при расчетах токов короткого замыкания. Оно оправдывается тем, что активные сопротивления генераторов, трансформаторов и проводов при коротких замыканиях в пределах подстанции высокого напряжения и в ближайших к ней участках высоковольтной сети невелики по сравнению с их реактивными сопротивлениями. При коротких замыканиях в удаленных от преобразователей точках протяженных воздушных сетей относительное значение активного сопротивления цепи короткого замыкания увеличивается [44], однако такие короткие замыкания вызывают малое снижение напряжения на шинах преобразовательной подстанции и, следовательно, мало влияют на работу преобразователей. Неучет активного сопротивления в цепи короткого замыкания приводит к завышенным расчетным значениям токов короткого замыкания и в большинстве случаев к бо́льшим снижениям напряжения на шинах подстанции, чем это имеет место в реальных условиях, т. е. к более неблагоприятным условиям работы преобразователей.

При анализе процессов в преобразователях принято, что в цепи выпрямленного тока имеется сглаживающий реактор с весьма большим индуктивным сопротивлением, следовательно, можно считать $i_d = I_d$, т. е. пренебречь пульсациями выпрямленного тока.

Кроме перечисленных выше, в работе приняты обычные при анализе электромагнитных процессов в преобразователях допущения (см. § 5).

§ 25. Уравнения токов и напряжений преобразователя при однофазных коротких замыканиях в энергосистеме

Рассмотрим процессы в преобразователе при коротком замыкании фазы A (на рис. 44 полагаем замкнутыми рубильники P_1 и P_2).

Имеем уравнения:

$$\left.\begin{gathered} i_1 + i_3 + i_5 = i_2 + i_4 + i_6 = i_d; \\ i_a = i_1 - i_4, \quad i_b = i_3 - i_6, \quad i_c = i_5 - i_2; \\ i_{\mathrm{I}} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_a, \quad i_{\mathrm{II}} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_b, \quad i_{\mathrm{III}} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_c; \\ i_A = i_{\mathrm{I}} - i_{\mathrm{III}} + i_{\text{к. з.}}, \quad i_B = i_{\mathrm{II}} - i_{\mathrm{I}}, \quad i_C = i_{\mathrm{III}} - i_{\mathrm{II}}. \end{gathered}\right\} \tag{5,1}$$

$$\left.\begin{gathered} u_{\mathrm{I}} = \sqrt{3}\, u_a, \quad u_{\mathrm{II}} = \sqrt{3}\, u_b, \quad u_{\mathrm{III}} = \sqrt{3}\, u_c; \\ x_s \frac{di_A}{d\vartheta} + x_{\text{к. з.}} \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = e_A; \end{gathered}\right\} \tag{5,2}$$

$$\sqrt{3}\, x_s \frac{di_A}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + x_T \frac{d}{d\vartheta}(i_a - i_c) +$$

$$+ x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_1 + i_2) + u_1 + u_2 + u_d = e_1;$$

$$-\sqrt{3}\, x_s \frac{di_C}{d\vartheta} + \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + x_T \frac{d}{d\vartheta}(i_b - i_c) +$$

$$+ x_a \frac{d}{d\vartheta}(i_2 + i_3) + u_2 + u_3 + u_d = e_2,$$

$$\sqrt{3}\,x_s\frac{di_B}{d\vartheta}-\frac{1}{\sqrt{3}}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_b-i_a)+$$
$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+u_3+u_4+u_d=e_3,$$
$$-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_A}{d\vartheta}+\frac{1}{\sqrt{3}}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_c-i_a)+ \qquad (5,3)$$
$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5)+u_4+u_5+u_d=e_4;$$
$$\sqrt{3}\,x_s\frac{di_C}{d\vartheta}-\frac{1}{\sqrt{3}}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_c-i_b)+$$
$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6)+u_5+u_6+u_d=e_5;$$
$$-\sqrt{3}\,x_s\frac{di_B}{d\vartheta}+\frac{1}{\sqrt{3}}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_a-i_b)+$$
$$+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1)+u_6+u_1+u_d=e_6,$$
$$e_A+e_B+e_C=0.$$

Здесь

$$x_T=\frac{1}{3}x'_T+x''_T$$

и

$$e_A=E_m\sin\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right),\quad e_B=E_m\sin\vartheta,\quad e_C=E_m\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}\right); \qquad (5,4)$$

$$e_n=\sqrt{3}\,E_m\sin\left[\vartheta-(n-3)\frac{\pi}{3}\right],$$

где $n=1, 2, \ldots, 6$.

Интервал повторяемости электромагнитных процессов в трехфазном мостовом преобразователе при несимметрии напряжений равен половине периода промышленной частоты, а не одной шестой части периода, как это имеет место в случае симметричных напряжений в системе переменного тока. Поэтому ниже рассматриваются решения приведенных выше общих уравнений для трех межкоммутационных интервалов и для трех интервалов коммутации, которые обычно имеют место на протяжении половины периода.

В § 26 будет изложено, в каком порядке следуют друг за другом рассмотренные ниже интервалы и указаны их границы.

Рассмотрим решения уравнений (5,1)—(5,3) при горении двух вентилей.

Горят вентили *1* и *2*. Положив в уравнениях (5,1)—(5,3) токи в негорящих вентилях $i_3=i_4=i_5=i_6=0$, а напряжения на горящих вентилях $u_1=u_2=U_д$, из этих уравнений получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_1=i_2=I_d,$$
$$i_a=I_d;\quad i_b=0;\quad i_c=-I_d;$$
$$i_{\text{I}}=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_{\text{II}}=0;\quad i_{\text{III}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d; \qquad (5,5)$$
$$i_A=\frac{2}{\sqrt{3}}I_d+i_{к.з.};\quad i_B=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\quad i_C=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d,$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания:

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = \frac{E_m}{x_в + x_{\text{к. з.}}} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right), \qquad (5,6)$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока:

$$u_d = e_1 - \frac{2}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} - 2U_д = \sqrt{3}\, E_m K_{11} \cos\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) - 2U_д, \qquad (5,7)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$\begin{aligned} u_3 &= e_3 + \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_д; \\ u_4 = u_5 &= e_4 + \frac{2}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_д; \\ u_6 &= e_5 + \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_д. \end{aligned} \qquad (5,8)$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$\begin{aligned} u_{ba} &= -\sqrt{3}\, e_B - \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{12} \sin(\vartheta + \psi_{11}); \\ u_{cb} &= -\sqrt{3}\, e_C - \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{12} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{11}\right); \\ u_{ac} &= -\sqrt{3}\, e_A + \frac{2}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}\, E_m K_{11} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right), \end{aligned} \qquad (5,9)$$

где

$$K_{11} = 1 - \frac{2}{3} \frac{1}{1+\lambda}, \quad K_{12} = \frac{\sqrt{3 + (5+6\lambda)^2}}{6(1+\lambda)},$$

$$\operatorname{tg} \psi_{11} = \frac{\sqrt{3}}{5+6\lambda}; \quad \lambda = \frac{x_{\text{к. з.}}}{x_в}.$$

Здесь и дальше в этой главе первая цифра двухзначного индекса у коэффициентов K и у углов ψ указывает на вид короткого замыкания (1 — однофазное, 2 — двухфазное короткие замыкания), а вторая цифра — порядковый номер коэффициента для данного вида короткого замыкания. Параметр λ характеризует электрическую удаленность точки короткого замыкания от шин рассматриваемой подстанции. Зависимости коэффициентов K_{11}, K_{12} и угла ψ_{11} от параметра λ изображены на рис. 45. Эти зависимости показывают, как влияет удаленность короткого замыкания на амплитуды и фазы линейных напряжений на вторичных обмотках ненагруженного трансформатора. Коммутация токов с одного вентиля на другой происходит под действием этих напряжений, которые далее называются коммутирующими.

Заметим, что коэффициенты K_{11} и K_{12} обращаются в единицу не только при отсутствии короткого замыкания, т. е. при $x_{\text{к. з.}} = \infty$, но и при $x_в = 0$. Действительно, подставив, например, в выражение для коэффициента K_{11} вместо λ его значение, после элементарных преобразований получим

$$K_{11} = 1 - \frac{2}{3} \frac{x_в}{x_в + x_{\text{к. з.}}},$$

откуда видно, что при $x_в = 0$ $K_{11} = 1$. Нетрудно убедиться, что при $x_в = 0$ $\operatorname{tg}\psi_{11} = 0$.

Найдем интервал, на протяжении которого возможно зажигание очередного вентиля *3*. При горении вентилей *1* и *2* и подаче на сетку положительного импульса вентиль *3* может загореться в том случае, если приложенное к нему положительное напряжение будет больше или равно напряжению зажигания $U_з$. Положив $u_3 \geqslant U_з$ и подставив в первое равенство (5, 8) выражение (5, 6), после несложных преобразований получим условие зажигания вентиля *3*:

$$\sin(\vartheta + \psi_{11}) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{12}}. \qquad (5,10)$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых $U_з - U_д \ll \sqrt{3}\, E_m K_{12}$, правую часть неравенства (5, 10) можно приравнять нулю. Приняв это допущение, неравенство (5, 10) можно заменить следующим неравенством, определяющим интервал, в котором можно зажечь очередной вентиль *3*:

$$-\psi_{11} \leqslant \vartheta \leqslant \pi - \psi_{11}. \qquad (5,11)$$

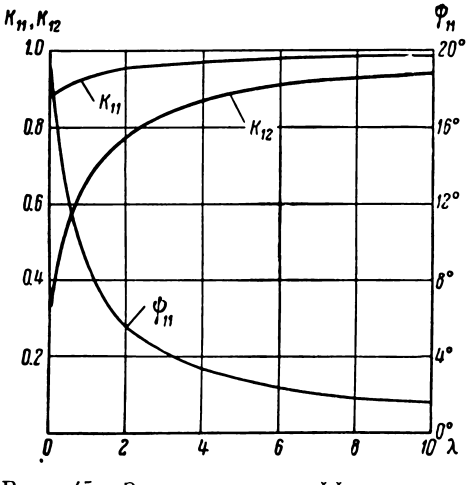


Рис. 45. Зависимости коэффициентов K_{11}, K_{12} и угла ψ_{11} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

Найдем интервал, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным. Подставив в последнее выражение (5, 8) выражение (5, 6), после несложных преобразований получим

$$u_6 = \sqrt{3}\, E_m K_{12} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{11}\right) + U_д.$$

Полагая $u_6 < 0$, отсюда получим

$$\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} - \psi_{11}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{12}}. \qquad (5,12)$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых $U_д \ll \sqrt{3}\, E_m K_{12}$, величиной $U_д$ можно пренебречь. Тогда напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{3} + \psi_{11} < \vartheta < \frac{2\pi}{3} + \psi_{11}. \qquad (5,13)$$

Горят вентили *2* и *3*. Положив $i_1 = i_4 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_2 = u_3 = U_д$, из уравнений (5, 1)—(5, 3) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_2 = i_3 = I_d,$$
$$i_a = 0; \quad i_b = I_d; \quad i_c = -I_d;$$
$$i_I = 0; \quad i_{II} = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \quad i_{III} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \qquad (5,14)$$
$$i_A = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d + i_{к.з.}; \quad i_B = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \quad i_C = -\frac{2}{\sqrt{3}} I_d,$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}=\frac{E_m}{x_в+x_{к.з.}}\sin\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right); \tag{5,15}$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d=e_2-\frac{1}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}-2U_д=\sqrt{3}\,E_mK_{12}\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{6}-\psi_{11}\right)-2U_д; \tag{5,16}$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$\begin{aligned}u_1&=e_6-\frac{1}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}+U_д;\\ u_4&=e_4+\frac{2}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta};\\ u_5&=u_6=e_5+\frac{1}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}.\end{aligned} \tag{5,17}$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$\begin{aligned}u_{ba}&=-\sqrt{3}\,e_B-\frac{1}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta},\\ u_{cb}&=-\sqrt{3}\,e_C-\frac{1}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta},\\ u_{ac}&=-\sqrt{3}\,e_A+\frac{2}{\sqrt{3}}x_в\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}.\end{aligned} \tag{5,18}$$

Условие зажигания очередного вентиля *4* получим из второго выражения (5, 17), подставив в него выражение (5, 15)

$$\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}\,E_mK_{11}}. \tag{5,19}$$

В тех случаях, когда $U_з-U_д\ll\sqrt{3}\,E_mK_{11}$, очередной вентиль *4* можно зажечь в интервале

$$\frac{\pi}{3}\leqslant\vartheta\leqslant\frac{4\pi}{3}. \tag{5,20}$$

Для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *1* будет отрицательным, подставим в первое выражение (5, 17) выражение (5, 15) и, положив $u_1<0$, после несложных преобразований получим

$$\sin(\vartheta+\psi_{11})>\frac{U_д}{\sqrt{3}\,E_mK_{12}}. \tag{5,21}$$

Отсюда следует, что при $U_д\ll\sqrt{3}E_mK_{12}$ напряжение на вентиле *1* будет отрицательным в интервале

$$-\psi_{11}<\vartheta<\pi-\psi_{11}. \tag{5,22}$$

Горят вентили *3* и *4*. Положив $i_1=i_2=i_5=i_6=0$ и $u_3=u_4=U_д$, из уравнений (5, 1)—(5, 3) получим:

токи в цепях преобразователя:

$$i_3 = i_4 = I_d;$$

$$i_a = -I_d; \quad i_b = I_d; \quad i_c = 0;$$

$$i_{\text{I}} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \quad i_{\text{II}} = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \quad i_{\text{III}} = 0; \tag{5,23}$$

$$i_A = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d + i_{\text{к. з.}} \qquad i_B = \frac{2}{\sqrt{3}} I_d, \quad i_C = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d,$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = \frac{E_m}{x_s + x_{\text{к. з.}}} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3}\right), \tag{5,24}$$

напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d = e_3 + \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} - 2U_{\text{д}} = \sqrt{3}\, E_m K_{12} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{2} + \psi_{11}\right) - 2U_{\text{д}}, \tag{5,25}$$

напряжение на негорящих вентилях:

$$u_1 = u_6 = e_6 - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_{\text{д}};$$

$$u_2 = e_1 - \frac{2}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_{\text{д}}; \tag{5,26}$$

$$u_5 = e_5 + \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} + U_{\text{д}}.$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3} e_B - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta};$$

$$u_{cb} = -\sqrt{3} e_C - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}; \tag{5,27}$$

$$u_{ac} = -\sqrt{3} e_A + \frac{2}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}.$$

Условие зажигания очередного вентиля *5* получим из третьего выражения (5, 26), подставив в него выражение (5, 24)

$$\sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{11}\right) \geqslant \frac{U_{\text{з}} - U_{\text{д}}}{\sqrt{3}\, E_m K_{12}}. \tag{5,28}$$

В случае, когда $U_{\text{з}} - U_{\text{д}} \ll \sqrt{3}\, E_m K_{12}$, очередной вентиль можно зажечь в интервале

$$\frac{2\pi}{3} + \psi_{11} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{5\pi}{3} + \psi_{11}. \tag{5,29}$$

Для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *2* будет отрицательным, подставим (5, 24) во второе

выражение (5, 26) и, положив $u_2 < 0$, после несложных преобразований получим

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{11}}. \qquad (5, 30)$$

Отсюда следует, что при $U_д \ll \sqrt{3} E_m K_{11}$ напряжение на вентиле *2* будет отрицательным в интервале

$$\frac{\pi}{3} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{4\pi}{3}. \qquad (5, 31)$$

Рассмотрим теперь решения уравнений (5, 1)—(5, 3) при горении трех вентилей.

Горят вентили *1*, *2* и *3*. Положив $i_4 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_1 = u_2 = u_3 = U_д$, из уравнений (5, 1)—(5, 3) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_1 + i_3 = I_d; \quad i_2 = I_d;$$

$$i_a = i_1; \quad i_b = i_3; \quad i_c = -I_d;$$

$$i_I = \frac{1}{\sqrt{3}} i_1; \quad i_{II} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_3; \quad i_{III} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d, \qquad (5, 32)$$

$$i_A = \frac{1}{\sqrt{3}}(i_1 + I_d) + i_{к.з.}, \quad i_B = -\frac{1}{\sqrt{3}}(i_1 - i_3),$$

$$i_C = -\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d + i_3);$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} = \frac{e_A}{x_s + x_{к.з}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{1}{1+\lambda} \frac{di_3}{d\vartheta}. \qquad (5, 33)$$

Найдем выражения, определяющие скорости изменения токов i_1 и i_3. Вычтем из первого уравнения системы (5, 3) второе уравнение и, учитывая соотношения (5, 4), (5, 32) и (5, 33), после несложных преобразований получим

$$\frac{di_1}{d\vartheta} = -\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{13} \sin(\vartheta + \psi_{11}). \qquad (5, 34)$$

Здесь

$$K_{13} = \frac{\sqrt{3 + (5+6\lambda)^2}}{6(1+\lambda) - x_{s*}}; \quad x_{s*} = \frac{x_s}{x_k}, \quad x_k = x_s + x_T + x_a.$$

На рис. 46 изображена зависимость коэффициента K_{13} от параметра λ для ряда значений параметра x_{s*}. При $x_s = 0$ коэффициент $K_{13} = 1$. Построенная на рис. 46 зависимость коэффициента K_{13} от параметра λ при $x_s = 0$ показывает предел, к которому стремится этот коэффициент при бесконечно малых значениях x_{s*}.

Коэффициентом K_{13} учитывается влияние однофазного короткого замыкания в системе переменного тока на скорость изменения коммутирующих токов. Как видно на рис. 46, в некоторых случаях $K_{13} > 1$. В этих случаях скорость изменения коммутирующих токов оказывается большей, чем при нормальной работе. Это явление объясняется тем,

что при коротком замыкании не только снижаются эквивалентные коммутирующие э. д. с., но и уменьшается сопротивление поврежденной фазы.

Действительно, коэффициент K_{13} можно представить в виде

$$K_{13} = \frac{K_{12}}{1 - \frac{x_{s*}}{6(1+\lambda)}},$$

где в числителе стоит полученный ранее коэффициент K_{12}, характеризующий влияние однофазного короткого замыкания на амплитуду коммутирующего напряжения, а в знаменателе находится выражение, показывающее, как изменяется при коротком замыкании сопротивление

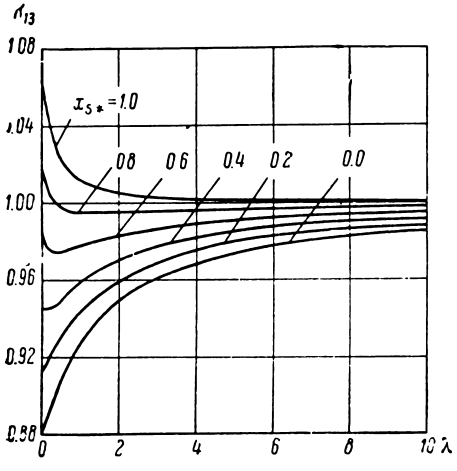


Рис. 46. Зависимость коэффициента K_{13} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

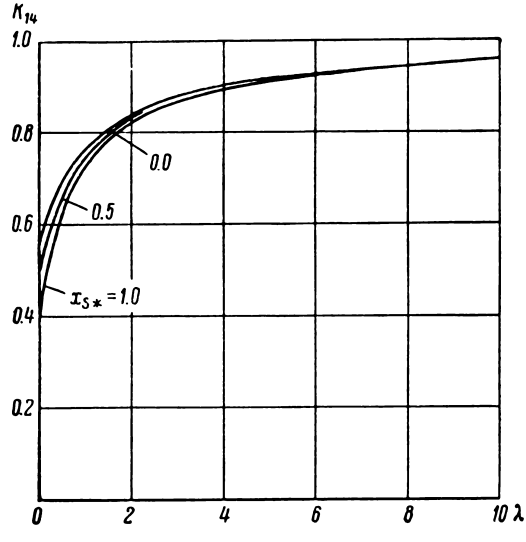


Рис. 47. Зависимость коэффициента K_{14} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

контура коммутации. При определенных условиях (близкое короткое замыкание при относительно больших значениях x_{s*}) влияние уменьшения сопротивления поврежденной фазы может превысить влияние уменьшения э. д. с., в результате чего скорость изменения коммутируемых токов возрастает.

Токи вентилей, участвующих в коммутации, найдем, проинтегрировав выражение (5, 34) и использовав первое равенство (5, 32):

$$\begin{aligned} i_1 &= I_d + \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k} K_{13} \cos(\vartheta + \psi_{11}) - A_1; \\ i_3 &= -\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k} K_{13} \cos(\vartheta + \psi_{11}) + A_1. \end{aligned} \qquad (5, 35)$$

Постоянную интегрирования A_1 следует определить из начальных условий на границах интервалов. Условия, необходимые для определения A_1 и других постоянных интегрирования, полученных ниже, будут даны в § 26.

Выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока найдем, сложив первое и второе уравнения системы (5, 3). После ряда преобразований с учетом равенств (5, 33) и (5, 34) получим

$$u_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) - \frac{\sqrt{3}}{2} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} - 2U_д = \frac{3}{2} E_m K_{14} \cos(\vartheta - \psi_2) - 2U_д, \quad (5, 36)$$

где

$$K_{14} = \frac{\sqrt{(3 + 6\lambda - x_{s*})^2 + 3(1 - x_{s*})^2}}{6(1 + \lambda) - x_{s*}}, \quad \operatorname{tg} \psi_{12} = \frac{\sqrt{3}(1 - x_{s*})}{3 + 6\lambda - x_{s*}}.$$

Зависимости K_{14} и ψ_{12} от параметра λ для ряда значений параметра x_{s*} изображены на рис. 47 и 48. При $x_s = 0$ коэффициент $K_{14} = 1$, а $\operatorname{tg} \psi_{12} = 0$.

Напряжения на негорящих вентилях будут равны:

$$\begin{aligned} u_4 &= -u_d + x_a \frac{di_3}{d\vartheta} - U_д, \\ u_5 &= -u_d - U_д, \\ u_6 &= -u_d - x_a \frac{di_3}{d\vartheta} - U_д. \end{aligned} \quad (5, 37)$$

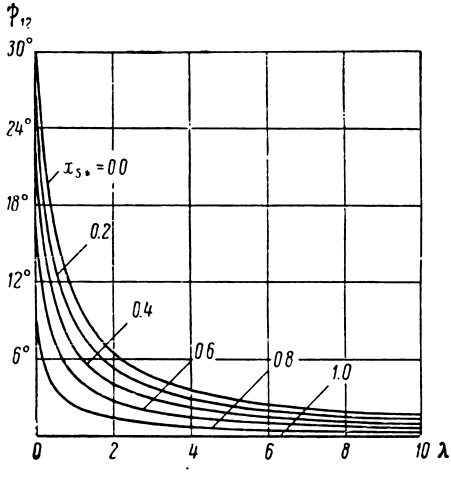


Рис. 48. Зависимость угла ψ_{12} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$\begin{aligned} u_{ba} &= -\sqrt{3} e_B + 2(x_s + x_T)\frac{di_3}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \\ u_{cb} &= -\sqrt{3} e_C - (x_s + x_T)\frac{di_3}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \\ u_{ac} &= -\sqrt{3} e_A - (x_s + x_T)\frac{di_3}{d\vartheta} + \frac{2}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}. \end{aligned} \quad (5, 38)$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *4* получим из первого выражения (5, 37), положив $u_4 \geqslant U_з$ и учитывая (5, 34) и (5, 36)

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2} - \psi_3\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3} E_m K_{15}}. \quad (5, 39)$$

Здесь

$$K_{15} = \frac{\sqrt{3(3 + 6\lambda - x_{s*} - x_{a*})^2 + (3 - 3x_{s*} - 6\lambda x_{a*} - 5x_{a*})^2}}{2[6(1 + \lambda) - x_{s*}]};$$

$$\operatorname{tg} \psi_{13} = \frac{3 - 3x_{s*} - 6\lambda x_{a*} - 5x_{a*}}{\sqrt{3}(3 + 6\lambda - x_{s*} - x_{a*})};$$

$$x_{a*} = \frac{x_a}{x_k}.$$

Из выражения (5, 39) следует, что в случае, когда $U_з - U_д \ll \ll \sqrt{3}\, E_m K_{15}$, очередной вентиль *4* можно зажечь в интервале

$$\frac{\pi}{2} + \psi_{13} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{3\pi}{2} + \psi_{13}. \qquad (5, 40)$$

Для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным, подставим в последнее выражение (5, 37) выражения (5, 36) и (5, 34). После несложных преобразований, положив $u_6 < 0$, получим

$$\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{2} - \psi'_3\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}\, E_m K'_{15}}, \qquad (5, 41)$$

где

$$K'_{15} = \frac{\sqrt{3}\,\sqrt{(3 + 6\lambda - x_{з*} + x_{а*})^2 + (3 - 3x_{з*} + 6\lambda x_{а*} + 5x_{а*})^2}}{2[6\,(1+\lambda) - x_{з*}]};$$

$$\operatorname{tg}\psi'_{13} = \frac{3 - 3x_{з*} + 6\lambda x_{а*} + 5x_{а*}}{\sqrt{3}\,(3 + 6\lambda - x_{з*} + x_{а*})}.$$

Из выражения (5, 41) следует, что при $U_д \ll \sqrt{3}\, E_m K'_{15}$ напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{2} + \psi'_{13} < \vartheta < \frac{\pi}{2} + \psi'_{13}. \qquad (5, 42)$$

Заметим, что при отсутствии анодных реакторов, когда $x_{а*} = 0$, имеют место равенства

$$K_{15} = K'_{15} = \frac{\sqrt{3}}{2} K_{14} \text{ и } \psi_{13} = \psi'_{13} = \psi_{12}.$$

Горят вентили *2*, *3* и *4*. Положив $i_1 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_2 = u_3 = u_4 = U_д$, из уравнений (5, 1)—(5, 3) найдем:
токи в цепях преобразователя:

$$i_2 + i_4 = I_d, \quad i_3 = I_d;$$

$$i_a = i_4; \quad i_b = I_d; \quad i_c = -i_2;$$

$$i_{\text{I}} = -\frac{1}{\sqrt{3}} i_4; \quad i_{\text{II}} = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \quad i_{\text{III}} = -\frac{1}{\sqrt{3}} i_2; \qquad (5, 43)$$

$$i_A = \frac{1}{\sqrt{3}}(i_2 - i_4) + i_{\text{к. з.}}, \quad i_B = \frac{1}{\sqrt{3}}(I_d + i_4); \quad i_C = -\frac{1}{\sqrt{3}}(i_2 + I_d);$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = \frac{e_A}{x_з + x_{\text{к. з.}}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{1}{1+\lambda} \frac{di_4}{d\vartheta}; \qquad (5, 44)$$

скорость изменения коммутируемых токов i_2 и i_4

$$\frac{di_2}{d\vartheta} = -\frac{di_4}{d\vartheta} = -\frac{\sqrt{3}\, E_m}{2x_k} K_{16} \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right), \qquad (5, 45)$$

токи вентилей, участвующих в коммутации:

$$i_2 = I_d + \frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k} K_{16} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right) - A_2;$$
$$i_4 = -\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k} K_{16} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right) + A_2; \qquad (5,46)$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d = \frac{1}{2}(e_2 + e_3) - 2U_д = \frac{3}{2} E_m \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right) - 2U_д; \qquad (5,47)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$u_1 = -u_d - x_a \frac{di_4}{d\vartheta} - U_д,$$
$$u_5 = -u_d + x_a \frac{di_4}{d\vartheta} - U_д, \qquad (5,48)$$
$$u_6 = -u_d - U_д.$$

Здесь

$$K_{16} = \frac{1 + 3\lambda}{3(1+\lambda) - 2x_{s*}}.$$

Зависимость коэффициента K_{16} от параметра λ для ряда значений параметра x_{s*} приведена на рис. 49. При $x_s = 0$ коэффициент $K_{16} = 1$.

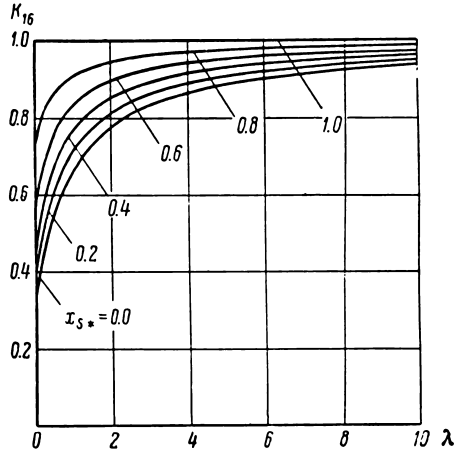


Рис. 49. Зависимость коэффициента K_{16} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

Коэффициент K_{16} можно представить в виде

$$K_{16} = \frac{K_{11}}{1 - \frac{2}{3}\frac{x_{s*}}{1+\lambda}},$$

где в числителе стоит полученный раньше коэффициент K_{11}, показывающий, как влияет короткое замыкание на амплитуду данного коммутирующего напряжения, а в знаменателе находится выражение, показывающее, как изменяется при коротком замыкании сопротивление контура коммутации.

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3}\,e_B + (x_s + x_T)\frac{di_4}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta};$$
$$u_{cb} = -\sqrt{3}\,e_C + (x_s + x_T)\frac{di_4}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \qquad (5,49)$$
$$u_{ac} = -\sqrt{3}\,e_A - 2(x_s + x_T)\frac{di_4}{d\vartheta} + \frac{2}{\sqrt{3}} x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}.$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *5* получим из второго выражения (5,48), положив $u_5 \geqslant U_з$,

$$-\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{6} + \psi_{14}\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}\,E_m K_{17}}. \qquad (5,50)$$

Здесь

$$K_{17}=\frac{1}{2}\sqrt{3+\frac{x_{a*}^2(1+3\lambda)^2}{[3(1+\lambda)-2x_{s*}]^2}},\quad \operatorname{tg}\psi_{14}=\frac{x_{a*}(1+3\lambda)}{\sqrt{3}\,[3(1+\lambda)-2x_{s*}]}.$$

Из (5,50) следует, что в случае, когда $U_з - U_д \ll \sqrt{3}\,E_m K_{17}$, очередной вентиль *5* можно зажечь в интервале

$$\frac{5\pi}{6}-\psi_{14}\leqslant\vartheta\leqslant\frac{11\pi}{6}-\psi_{14}. \tag{5,51}$$

Для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *1* будет отрицательным, подставим в первое выражение (5,48) выражения (5,47) и (5,45). После ряда преобразований, положив $u_1<0$, получим

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_{14}\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}\,E_m K_{17}}. \tag{5,52}$$

Отсюда следует, что при $U_д \ll \sqrt{3}\,E_m K_{17}$ напряжение на вентиле *1* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{6}+\psi_{14}<\vartheta<\frac{5\pi}{6}+\psi_{14}. \tag{5,53}$$

Горят вентили *3*, *4* и *5*. Положив $i_1=i_2=i_6=0$ и $u_3=u_4=u_5=U_д$, из уравнений (5,1)—(5,3) найдем:
токи в цепях преобразователя:

$$\begin{gathered}i_3+i_5=I_d,\ i_4=I_d;\\ i_a=-I_d;\ i_b=i_3;\ i_c=i_5;\\ i_{\mathrm{I}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d;\ i_{\mathrm{II}}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_3;\ i_{\mathrm{III}}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_5;\\ i_A=-\frac{1}{\sqrt{3}}(i_5+I_d)+i_{к.з.};\ i_B=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_3+I_d);\quad i_C=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_5-i_3),\end{gathered} \tag{5,54}$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}=\frac{e_A}{x_s+x_{к.з.}}+\frac{1}{\sqrt{3}}\frac{1}{1+\lambda}\frac{di_5}{d\vartheta}, \tag{5,55}$$

скорость изменения коммутируемых токов i_3 и i_5

$$\frac{di_3}{d\vartheta}=-\frac{di_5}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}-\psi_{11}\right), \tag{5,56}$$

токи вентилей, участвующих в коммутации:

$$\begin{aligned}i_3&=I_d+\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}-\psi_{11}\right)-A_3;\\ i_5&=-\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}+\psi_{11}\right)+A_3,\end{aligned} \tag{5,57}$$

напряжение на шинах постоянного тока:

$$u_d = \frac{1}{2}(e_3 + e_4) + \frac{\sqrt{3}}{2} x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} - 2U_д =$$

$$= \frac{3}{2} E_m K_{14} \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} + \psi_{12}\right) - 2U_д, \qquad (5,58)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$\begin{aligned} u_1 &= -u_d - U_д, \\ u_2 &= -u_d - x_a \frac{di_5}{d\vartheta} - U_д, \\ u_6 &= -u_d + x_a \frac{di_в}{d\vartheta} - U_д. \end{aligned} \qquad (5,59)$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$\begin{aligned} u_{ba} &= -\sqrt{3}\, e_B - (x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \\ u_{cb} &= -\sqrt{3}\, e_C + 2(x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta} - \frac{1}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \\ u_{ac} &= -\sqrt{3}\, e_A - (x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta} + \frac{2}{\sqrt{3}} x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}. \end{aligned} \qquad (5,60)$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *6* найдем из третьего выражения (5, 59), положив $u_6 \geqslant U_з$. Получим

$$-\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} + \psi_{15}\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{18}}. \qquad (5,61)$$

Здесь

$$K_{18} = \frac{\sqrt{3(3 + 6\lambda - x_{в*} + x_{a*})^2 + (3 - 3x_{в*} + 6\lambda x_{a*} + 5x_{a*})^2}}{2[6(1 + \lambda) - x_{в*}]};$$

$$\operatorname{tg}\psi_{15} = \frac{3 - 3x_{в*} + 6\lambda x_{a*} + 5x_{a*}}{\sqrt{3}\,(3 + 6\lambda - x_{в*} + x_{a*})}.$$

Из выражения (5, 61) следует, что когда $U_з - U_д \leqslant \sqrt{3}\, E_m K_{18}$, очередной, четвертый, вентиль *6* можно зажечь в интервале

$$\frac{7\pi}{6} - \psi_{15} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{13\pi}{6} - \psi_{15}. \qquad (5,62)$$

Для определения интервала, на протяжении которого напряжение на погасшем вентиле *2* будет отрицательным, подставим во второе выражение (5, 59) выражения (5. 58) и (5, 56) и, положив $u_2 < 0$, получим

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} - \psi_{13}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}\, E_m K_{15}}. \qquad (5,63)$$

Отсюда следует, что при $U_д \leqslant \sqrt{3}\, E_m K_{15}$ напряжение на вентиле *2* будет отрицательным в интервале

$$\frac{\pi}{6} + \psi_{13} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{7\pi}{6} + \psi_{13}. \qquad (5,64)$$

Заметим, что при отсутствии анодных реакторов, когда $x_{a*}=0$, имеют место равенства

$$K_{18}=K_{15}=\frac{\sqrt{3}}{2}K_{14} \text{ и } \psi_{15}=\psi_{13}=\psi_{12}.$$

§ 26. Работа преобразователя при однофазных коротких замыканиях в энергосистеме

На рис. 50 построены кривые эквивалентных э. д. с. системы (e_A, e_B, e_C) и напряжений (u_a, u_b, u_c) на вторичных обмотках трансфор-

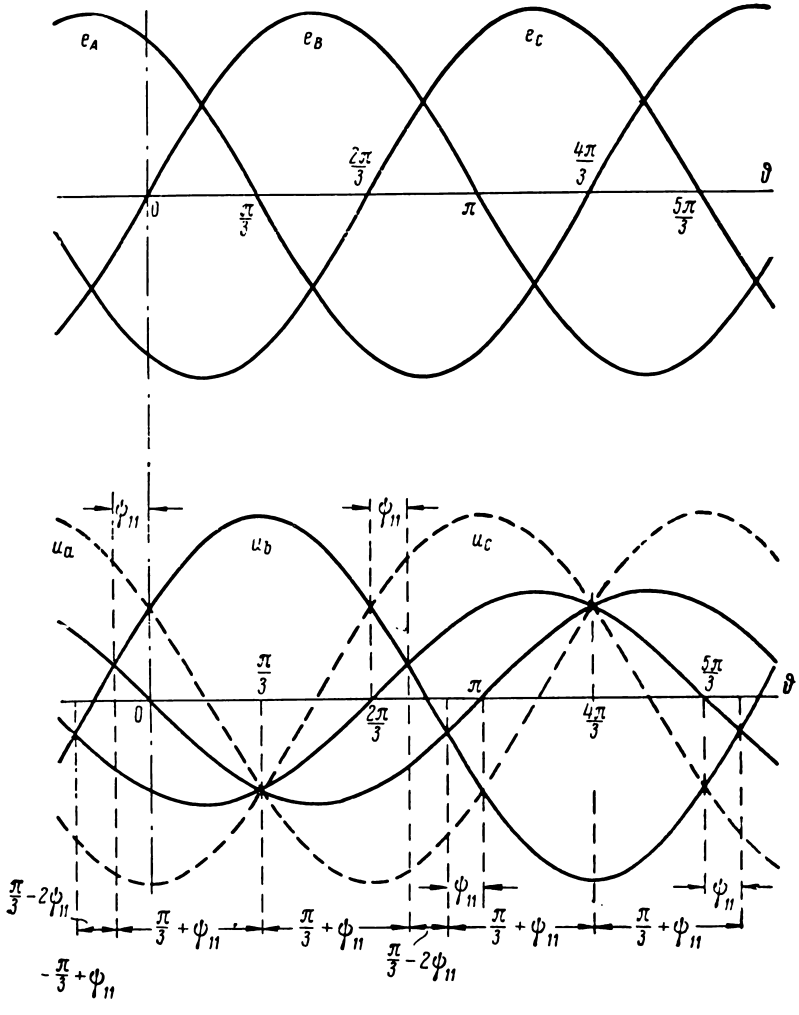


Рис. 50. Кривые эквивалентных э. д. с. системы переменного тока и фазных напряжений на вторичных обмотках ненагруженного трансформатора при полном однофазном коротком замыкании ($\lambda=0$).

матора для случая полного однофазного короткого замыкания ($\lambda=0$) в системе переменного тока при неработающем преобразователе. Для сравнения на этом же рисунке пунктиром показаны кривые фазных

напряжений на вторичных обмотках трансформатора до короткого замыкания. На рис. 50 показано начало отсчета времени ϑ, выраженного в угловых единицах, моменты $\left(-\psi_{11}, \frac{\pi}{3}, \frac{2\pi}{3}+\psi_{11}\right)$ пересечения кривых фазных напряжений, а также последовательность интервалов между этими моментами.

Углы зажигания α будем отсчитывать от моментов пересечения кривых фазных напряжений на вторичных обмотках трансформатора при ненагруженном преобразователе. Предполагаем, что управляющие импульсы являются широкими, т. е. положительное напряжение подается на сетки вентилей на интервале продолжительностью не менее 120°.

Как известно, ионный вентиль можно зажечь в том случае, когда в момент подачи на его сетки управляющего импульса к этому вентилю приложено положительное напряжение, равное или большее напряжения зажигания вентиля $U_з$. Если в момент подачи управляющего импульса приложенное к вентилю напряжение окажется недостаточным для его зажигания, то вентиль может загореться с некоторым запаздыванием, когда приложенное напряжение достигнет величины, необходимой для его зажигания, т. е. появится вынужденный угол зажигания. При несимметрии напряжений в системе переменного тока у различных вентилей могут быть различные вынужденные углы зажигания, поэтому углы зажигания для каждого вентиля будем рассматривать отдельно и отметим их нижними индексами, указывающими, к какому вентилю относится каждый угол.

Вентиль гаснет в момент, когда его ток станет равным нулю. Для надежного погасания вентиля без повторного зажигания необходимо, чтобы на его сетках не было положительного напряжения и в течение времени, необходимого для деионизации плазмы внутри вентиля, к нему должно быть приложено отрицательное напряжение.

При работе преобразователя очередность зажигания и горения вентилей задается системой сеточного управления. Границы интервалов коммутации и межкоммутационных интервалов определяются условиями зажигания и погасания вентилей, т. е. на основе вышеизложенных соображений.

Рассмотрим порядок горения вентилей и условия на границах интервалов. При несимметрии напряжений и работе преобразователя в режимах, близких к холостому ходу, группы одновременно горящих вентилей на протяжении периода чередуются в том же порядке, что и при симметричной системе напряжений:

1, 2—1, 2, 3—2, 3—2, 3, 4—3, 4—3, 4, 5—4, 5—4, 5, 6—5, 6—5, 6, 1—6, 1—6, 1, 2—1, 2 и т. д.

В зависимости от величины снижения напряжения, от нагрузки и от углов зажигания продолжительность некоторых межкоммутационных интервалов может сократиться до нуля. Рассмотрим процессы на протяжении отдельных интервалов горения вентилей.

Первый интервал. Горят вентили *1* и *2*. Процессы в преобразователе на этом интервале описываются выражениями (5, 5)—(5, 13). Очередной вентиль *3* загорится в момент $\vartheta = -\psi_{11} + \alpha_3$ после того, как на его сетки будет подан управляющий импульс (α_3 — угол зажигания вентиля *3*). Момент $\vartheta = -\psi_{11} + \alpha_3$ является одной границей рассматриваемого интервала. Далее будет определена его вторая граница и показано, что рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\frac{\pi}{3}+\psi_{11}+\alpha_2+\gamma_{6-2}\leqslant\vartheta\leqslant\psi_{11}+\alpha_3, \tag{5,65}$$

где γ_{6-2} — угол коммутации тока с вентиля *6* на вентиль *2*.

Второй интервал. Горят вентили *1*, *2* и *3*. В момент $\vartheta=-\psi_{11}+\alpha_3$ загорается вентиль *3* и начинается коммутация тока с вентиля *1* на вентиль *3*. Процессы описываются выражениями (5, 32)—(5, 42). Для определения постоянной интегрирования A_1 используем условие: в момент $\vartheta=-\psi_{11}+\alpha_3$, ток $i_3=0$.

Из второго выражения (5, 35) получим

$$A_1=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{13}\cos\alpha_3. \tag{5,66}$$

Подставив значение A_1 в выражения (5, 35), получим:

$$\begin{aligned} i_1&=I_d-\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}[\cos\alpha_3-\cos(\vartheta+\psi_{11})];\\ i_3&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{13}[\cos\alpha_3-\cos(\vartheta+\psi_{11})]. \end{aligned} \tag{5,67}$$

Продолжительность коммутации γ_{1-3} тока с вентиля *1* на вентиль *3* найдем из условия, что в момент $\vartheta=-\psi_{11}+\alpha_3+\gamma_{1-3}$ гаснет вентиль *1*, т. е. ток $i_1=0$. Из первого выражения (5, 67) получим

$$\cos(\alpha_3+\gamma_{1-3})=\cos\alpha_3-\frac{2x_kI_d}{\sqrt{3}\,E_mK_{13}}. \tag{5,68}$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\psi_{11}+\alpha_3\leqslant\vartheta\leqslant-\psi_{11}+\alpha_3+\gamma_{1-3}. \tag{5,69}$$

Третий интервал. Горят вентили *2* и *3*. Процессы описываются выражениями (5, 14)—(5, 22). Следующий вентиль *4* загорится в момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha_4$, где α_4 — угол зажигания вентиля *4*. Следовательно, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\psi_{11}+\alpha_3+\gamma_{1-3}\leqslant\vartheta\leqslant\frac{\pi}{3}+\alpha_4. \tag{5,70}$$

Четвертый интервал. Горят вентили *2*, *3* и *4*. В момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha_4$ загорается вентиль *4* и начинается коммутация тока с вентиля *2* на вентиль *4*. Процессы описываются выражениями (5, 43)—(5, 53). Используя условие: в момент $\vartheta=\frac{\pi}{3}+\alpha_4$ ток $i_4=0$, из второго выражения (5, 46) найдем

$$A_2=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{16}\cos\alpha_4. \tag{5,71}$$

Подставив A_2 в выражения (5, 46), получим

$$\begin{aligned} i_2&=I_d-\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{16}\left[\cos\alpha_4-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)\right],\\ i_4&=\frac{\sqrt{3}\,E_m}{2x_k}K_{16}\left[\cos\alpha_4-\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)\right]. \end{aligned} \tag{5,72}$$

Продолжительность коммутации γ_{2-4} тока с вентиля *2* на вентиль *4* найдем из условия погасания вентиля *2*: в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} + \alpha_4 + \gamma_{2-4}$ ток $i_2 = 0$. Из первого выражения (5, 72) получим

$$\cos(\alpha_4 + \gamma_{2-4}) = \cos\alpha_4 - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m K_{16}}. \qquad (5, 73)$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3} + \alpha_4 \leqslant \vartheta \leqslant \frac{\pi}{3} + \alpha_4 + \gamma_{2-4}. \qquad (5, 74)$$

Пятый интервал. Горят вентили *3* и *4*. Процессы описываются выражениями (5, 23)—(5, 31). Следующий вентиль *5* загорится в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5$, где α_5 — угол зажигания вентиля *5*. Следовательно, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3} + \alpha_4 + \gamma_{2-4} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5. \qquad (5, 75)$$

Шестой интервал. Горят вентили *3*, *4* и *5*. В момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5$ загорается вентиль *5* и начинается коммутация тока с вентиля *3* на вентиль *5*. Процессы описываются выражениями (5, 54)—(5, 64). Используя в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5$ ток $i_5 = 0$, из второго выражения (5, 57) найдем

$$A_3 = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{13} \cos\alpha_5. \qquad (5, 76)$$

Подставив A_3 в выражения (5, 57), получим:

$$\begin{aligned} i_3 &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{13}\left[\cos\alpha_5 - \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{11}\right)\right], \\ i_5 &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{13}\left[\cos\alpha_5 - \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{11}\right)\right]. \end{aligned} \qquad (5, 77)$$

Продолжительность коммутации γ_{3-5} тока с вентиля *3* на вентиль *5* найдем из условия погасания вентиля *3*: в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}$ ток $i_3 = 0$. Из первого выражения (5, 77) получим

$$\cos(\alpha_5 + \gamma_{3-5}) = \cos\alpha_5 - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m K_{13}}. \qquad (5, 78)$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5 \leqslant \vartheta \leqslant \frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}. \qquad (5, 79)$$

Так как электромагнитные процессы на протяжении рассмотренной половины периода аналогичны процессам на протяжении следующей половины периода, то имеют место равенства:

$$\begin{gathered} \alpha_1 = \alpha_4, \quad \alpha_2 = \alpha_5, \quad \alpha_3 = \alpha_6; \\ \gamma_{1-3} = \gamma_{4-6}, \quad \gamma_{2-4} = \gamma_{5-1}, \quad \gamma_{3-5} = \vartheta_{6-2}. \end{gathered}$$

Учитывая сказанное, получим, что начало рассмотренной половины периода будет в момент

$$\vartheta = \left(\frac{2\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}\right) - \pi = -\frac{\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_5 + \gamma_{3-5} =$$

$$= -\frac{\pi}{3} + \psi_{11} + \alpha_2 + \gamma_{6-2}. \qquad (5,80)$$

Равенство (5, 80) дает недостающую границу для интервала горения вентилей *1* и *2* (см. выражение (5, 65)).

На рис. 51 изображены рассчитанные по полученным выше выражениям кривые напряжений и токов преобразователя при однофазном коротком замыкании в системе переменного тока, при $\lambda = 1.0$. При расчете принято $x_{в*} = 0.3$, что близко к значению этой величины для передачи постоянного тока Волгоград—Донбасс, и $x_{а*} = 0$. Кривые токов и напряжений изображены для случая, когда углы α у всех вентилей одинаковы и после каждой коммутации имеется межкоммутационный интервал, т. е. нет взаимного влияния процессов коммутации одной пары вентилей на процессы коммутации других вентилей. С ростом нагрузки увеличивается продолжительность коммутации и сокращаются межкоммутационные интервалы, пока один из коммутационных интервалов не сократится до нуля. Дальнейшее увеличение нагрузки приводит к появлению вынужденных углов зажигания сначала у одного вентиля, а затем и у других, при этом очередные вентили зажигаются тотчас после окончания предыдущей коммутации.

Зависимость среднего значения напряжения U_d на шинах постоянного тока от выпрямленного тока I_d, дающую уравнение внешней характеристики преобразователя, получим, проинтегрировав мгновенные значения напряжения u_d на отдельных участках и поделив сумму интегралов по отдельным участкам на продолжительность периода повторяемости, выраженную в угловых единицах

$$U_d = \frac{1}{\pi}\left[\int_{-\frac{\pi}{3}+\psi_{11}+\alpha_2+\gamma_{6-2}}^{-\psi_{11}+\alpha_3} u_d d\vartheta + \int_{-\psi_{11}+\alpha_3}^{-\psi_{11}+\alpha_3+\gamma_{1-3}} u_d d\vartheta + \int_{-\psi_{11}+\alpha_3+\gamma_{1-3}}^{\frac{\pi}{3}+\alpha_4} u_d d\vartheta + \right.$$

$$\left. + \int_{\frac{\pi}{3}+\alpha_4}^{\frac{\pi}{3}+\alpha_4+\gamma_{2-4}} u_d d\vartheta + \int_{\frac{\pi}{3}+\alpha_4+\gamma_{2-4}}^{\frac{2\pi}{3}+\psi_{11}+\alpha_5} u_d d\vartheta + \int_{\frac{2\pi}{3}+\psi_{11}+\alpha_5}^{\frac{2\pi}{3}+\psi_{11}+\alpha_5+\gamma_{3-5}} u_d d\vartheta \right]. \qquad (5,81)$$

После подстановки под интегралы выражений (5, 7), (5, 36), (5, 16), (5, 47), (5, 25) и (5, 58), интегрирования и несложных преобразований с учетом равенств (5, 68), (5, 73) и (5, 78), получим:

$$U_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}[K_{11}\cos\alpha_4 + K_{12}(\cos\alpha_3 + \cos\alpha_5)] -$$

$$-\frac{3}{\pi}\left(1 - \frac{1}{3}\frac{x_{в*}}{1+\lambda}\right)x_k I_d - 2U_д. \qquad (5,82)$$

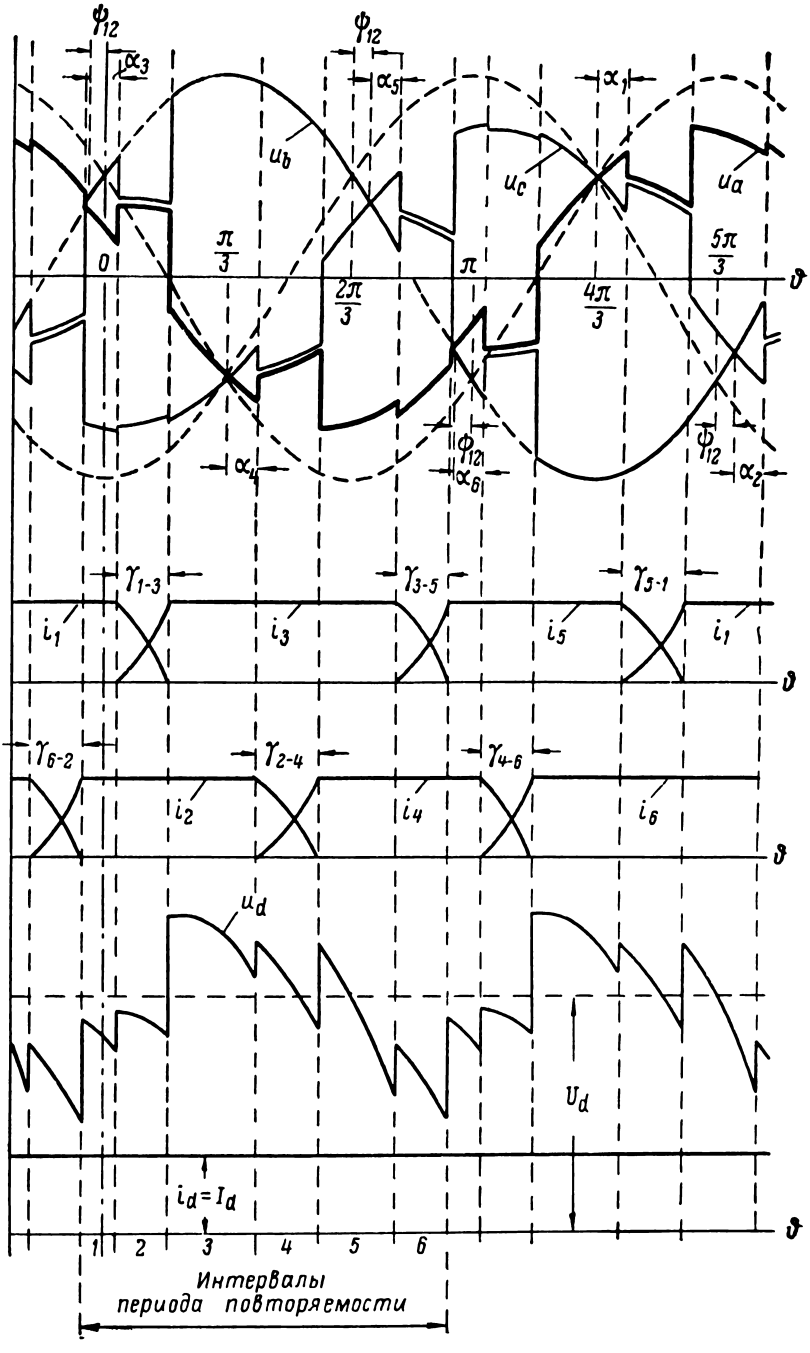


Рис. 51. Кривые токов и напряжений преобразователя при однофазном коротком замыкании в энергосистеме ($\lambda = 1.0$, $x_{s*} = 0.3$).

В частном случае, когда $\alpha_3=\alpha_4=\alpha_5=\alpha$, выражение (5,82) можно привести к виду:

$$U_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[\frac{1+3\lambda+\sqrt{3+(5+6\lambda)^2}}{3(1+\lambda)}\cos\alpha-\sqrt{3}\left(1-\frac{1}{3}\frac{x_{s*}}{1+\lambda}\right)\times\right.$$

$$\left.\times\frac{x_k I_d}{E_m}\right]-2U_{\text{д}}. \qquad (5,83)$$

Из последнего выражения следует, что внешние характеристики преобразователя при равных и неизменных углах α изображаются отрезками прямых линий. Нетрудно убедиться, что при $x_{s*}>0$ наклон этих линий несколько меньше, чем в случае преобразователя, присоединенного к энергосистеме с симметричной системой э. д. с.

На рис. 52 тонкими сплошными линиями изображены внешние характеристики преобразователя при однофазном коротком замыкании на шинах системы переменного тока ($\lambda=0$; $x_{s*}=0.3$; $x_{a*}=0$). Внешние характеристики построены в относительных величинах, при этом за базисные величины приняты $U_{\text{б}}=\sqrt{3}E_m$ и $I_{\text{б}}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}$. Построение выполнено в предположении, что управляющие импульсы подаются на сетки вентилей с одинаковыми углами (при появлении вынужденных углов зажигания вентили могут зажигаться с запаздыванием относительно момента подачи управляющих импульсов). Режиму работы преобразователя при $\alpha_3=\alpha_4=\alpha_5=\alpha$ на рис. 52 соответствует область *1*, где отрезки внешних характеристик описываются выражением (5,83). Границы областей на рис. 52 показаны тонкими пунктирными линиями. Область *2* соответствует режиму работы преобразователя с вынужденными углами зажигания. Вынужденные углы зажигания появляются сначала у вентиля *3*, а затем, в зависимости от моментов подачи управляющих импульсов, от нагрузки и от электрической удаленности места короткого замыкания, могут появиться и у других вентилей. В области *2* на рис. 52 имеют место вынужденные углы зажигания только у вентиля *3*. Отрезки внешних характеристик в области *2* описываются выражением (5,82). С ростом нагрузки вынужденные углы зажигания увеличиваются до тех пор, пока на очередном вентиле не появится положительное напряжение, достаточное для его зажигания, после чего наступает другой режим работы преобразователя, характеризующийся тем, что на протяжении половины периода некоторое время горят четыре вентиля. При подаче управляющих импульсов с достаточно большими углами α вынужденные углы зажигания не появляются, а сразу (минуя область *2*) возникают условия для зажигания четвертого вентиля.

Основные особенности работы преобразователей в режимах, соответствующих другим областям внешних характеристик, будут пояснены в § 29.

§ 27. Уравнения токов и напряжений преобразователя при двухфазных коротких замыканиях в энергосистеме

Рассмотрим процессы в преобразователе при коротком замыкании между фазами *A* и *C* (на рис. 44 полагаем замкнутыми рубильники P_2 и P_4).

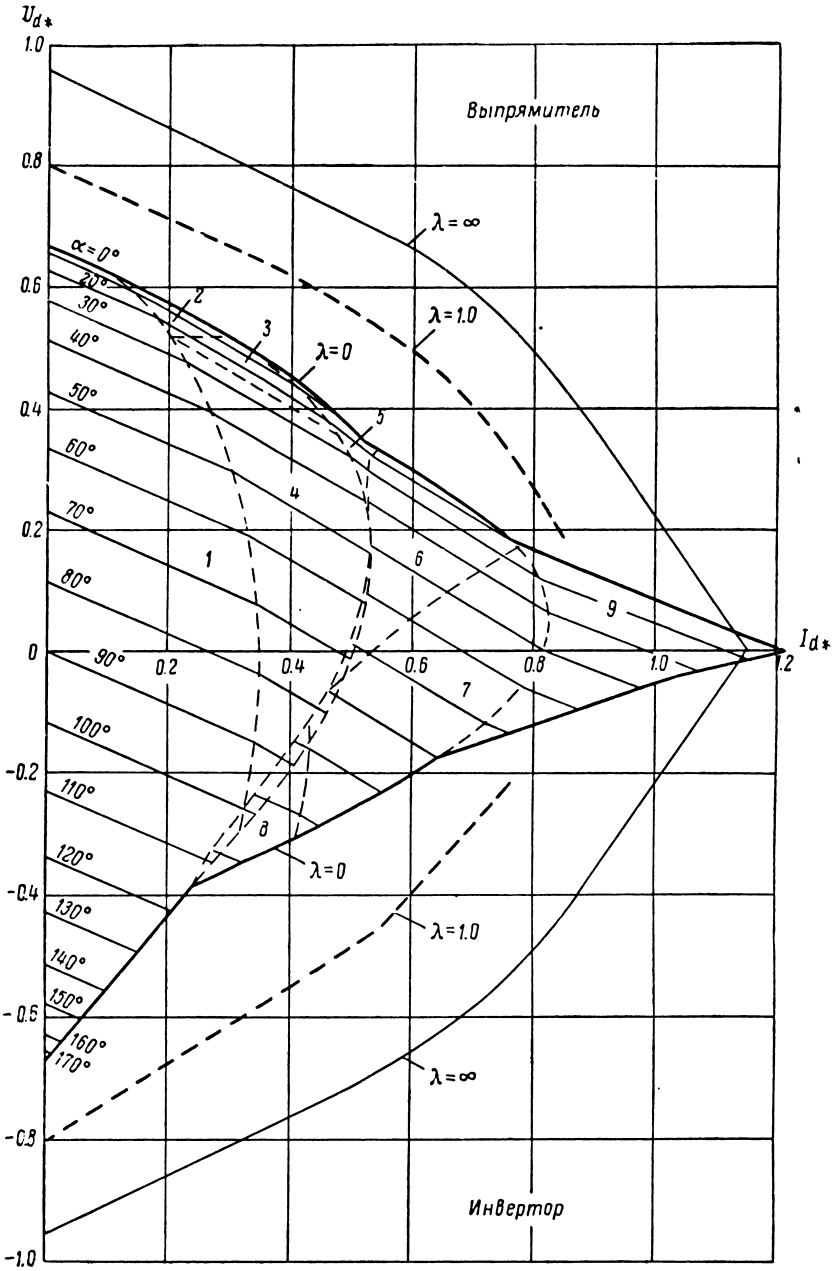


Рис. 52. Внешние характеристики одномостового преобразователя при однофазном коротком замыкании в энергосистеме.

Электромагнитные процессы в рассматриваемом преобразователе описываются следующей системой уравнений:

$$i_1+i_3+i_5=i_2+i_4+i_6=I_d;$$
$$i_a=i_1-i_4,\quad i_b=i_3-i_6,\quad i_c=i_5-i_2, \tag{5,84}$$
$$i_{\rm I}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_a,\quad i_{\rm II}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_b,\quad i_{\rm III}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_c,$$

$$i_A=i_{\rm I}-i_{\rm III}-i_{\text{к. з.}},\quad i_B=i_{\rm II}-i_{\rm I},\quad i_C=i_{\rm III}-i_{\rm II}+i_{\text{к. з.}};$$
$$u_{\rm I}=\sqrt{3}u_a,\quad u_{\rm II}=\sqrt{3}u_b,\quad u_{\rm III}=\sqrt{3}u_c; \tag{5,85}$$
$$2x_{\text{к. з.}}\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}=u_{AC};$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{di_A}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_a-i_c)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2)+u_1+u_2+u_d=e_1;$$

$$-\sqrt{3}x_s\frac{di_C}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_b-i_c)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_2+i_3)+u_2+u_3+u_d=e_2,$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{di_B}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_b-i_a)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_3+i_4)+u_3+u_4+u_d=e_3; \tag{5,86}$$
$$-\sqrt{3}x_s\frac{di_A}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_c-i_a)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_4+i_5)+u_4+u_5+u_d=e_4;$$

$$\sqrt{3}x_s\frac{di_C}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_c-i_b)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_5+i_6)+u_5+u_6+u_d=e_5;$$

$$-\sqrt{3}x_s\frac{di_B}{d\vartheta}+x_T\frac{d}{d\vartheta}(i_a-i_b)+x_a\frac{d}{d\vartheta}(i_6+i_1)+u_6+u_1+u_d=e_6;$$
$$e_A+e_B+e_C=0.$$

Здесь э. д. с. e_A, e_B, e_C и э. д. с. e_1, e_2, ..., e_6, а также сопротивление x_T определяются выражениями (5, 4).

Рассмотрим решения уравнений при горении двух вентилей.

Горят вентили *1* и *2*. Положив в уравнениях (5, 84)—(5, 86) токи в негорящих вентилях $i_3=i_4=i_5=i_6=0$, а напряжения на горящих вентилях $u_1=u_2=U_{\text{д}}$, из этих уравнений получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_1=i_2=I_d,$$
$$i_a=I_d,\quad i_b=0,\quad i_c=-I_d;$$
$$i_{\rm I}=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d,\quad i_{\rm II}=0,\quad i_{\rm III}=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d; \tag{5,87}$$

$$i_A=\frac{2}{\sqrt{3}}I_d-i_{\text{к. з.}},\quad i_B=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d,\quad i_C=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d+i_{\text{к. з.}};$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s+x_{\text{к. з.}})}\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}\right); \tag{5,88}$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d=e_1+\sqrt{3}x_s\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}-2U_{\text{д}}=\sqrt{3}E_mK_{21}\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}+\psi_{21}\right)-2U_{\text{д}}; \tag{5,89}$$

напряжения на негорящих вентилях

$$u_3 = e_3 + U_д;$$

$$u_4 = u_5 = e_4 - \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} + U_д;$$

$$u_6 = e_5 - \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} + U_д. \qquad (5,90)$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3}e_B = -\sqrt{3}E_m \sin\vartheta;$$

$$u_{cb} = -\sqrt{3}e_C + \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21}\right); \qquad (5,91)$$

$$u_{ac} = -\sqrt{3}e_A - \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3} + \psi_{21}\right),$$

где

$$K_{21} = \frac{\sqrt{1+2\lambda+4\lambda^2}}{2(1+\lambda)}; \quad \operatorname{tg}\psi_{21} = \frac{\sqrt{3}}{1+4\lambda}; \quad \lambda = \frac{x_{к.з.}}{x_в}.$$

Напомним, что первая цифра двухзначного индекса у коэффициентов K и углов ψ указывает на вид короткого замыкания (2 — двухфазное короткое замыкание), а вторая цифра есть порядковый номер коэффициента для данного вида короткого замыкания. Параметр λ здесь также характеризует электрическую удаленность точки короткого замыкания от шин рассматриваемой подстанции. Зависимости K_{21} и ψ_{21} от параметра λ изображены на рис. 53. При $\lambda = \infty$, а также при $x_{в*} = 0$ коэффициент $K_{21} = 1$, а $\operatorname{tg}\psi_{21} = 0$.

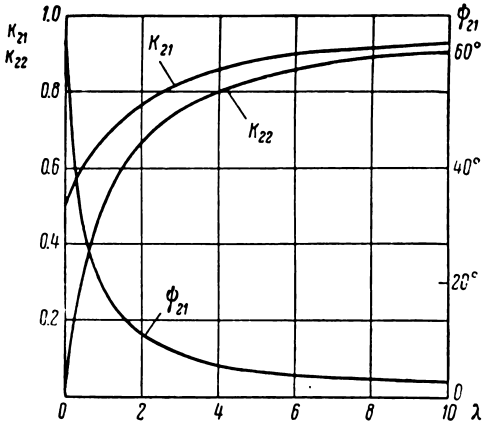


Рис. 53. Зависимости коэффициентов K_{21}, K_{22} и угла ψ_{21} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

Из приведенных выражений следует, что при двухфазном коротком замыкании одно из линейных напряжений остается неизменным, а два других изменяются как по амплитуде, так и по фазе. Под действием этих напряжений происходят процессы коммутации тока с одного вентиля на другой.

Найдем интервал, в котором возможно зажигание очередного вентиля *3*. Положив в первом равенстве (5, 90) $u_3 \geqslant U_з$, после несложных преобразований получим условие зажигания вентиля *3*:

$$\sin\vartheta \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}E_m}. \qquad (5,92)$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых $U_з - U_д \ll \sqrt{3}E_m$, вентиль *3* можно зажечь в интервале

$$0 \leqslant \vartheta \leqslant \pi. \tag{5, 93}$$

Найдем интервал, в котором напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным. Подставив в последнее выражение (5, 90) выражение (5, 88), после несложных преобразований получим

$$u_6 = \sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21}\right) + U_д. \tag{5, 94}$$

Положив $u_6 < 0$, отсюда получим

$$\sin\left(\vartheta + \frac{\pi}{3} - \psi_{21}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}E_m K_{21}}. \tag{5, 95}$$

В случае мощных высоковольтных вентилей, для которых $U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{21}$, напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{3} + \psi_{21} < \vartheta < \frac{2\pi}{3} + \psi_{21}. \tag{5, 96}$$

Горят вентили *2* и *3*. Положив $i_1 = i_4 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_2 = u_3 = U_д$, из уравнений (5, 84)—(5, 86) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_2 = i_3 = I_d;$$

$$i_a = 0,\ i_b = I_d,\ i_c = -I_d; \tag{5, 97}$$

$$i_I = 0,\quad i_{II} = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d,\quad i_{III} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d;$$

$$i_A = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d - i_{к.з.},\ i_B = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d,\ i_C = -\frac{2}{\sqrt{3}} I_d + i_{к.з.};$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} = \frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s + x_{к.з.})} \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right); \tag{5, 98}$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d = e_2 + \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} - 2U_д = \sqrt{3}E_m K_{21} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} - \psi_{21}\right) - 2U_д; \tag{5, 99}$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$u_1 = e_6 + U_д;$$

$$u_4 = e_4 - \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} + U_д; \tag{5, 100}$$

$$u_5 = u_6 = e_5 - \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta} + U_д.$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3}e_B = -\sqrt{3}E_m \sin\vartheta;$$

$$u_{cb} = -\sqrt{3}e_C + \sqrt{3}x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21}\right); \quad (5,101)$$

$$u_{ac} = -\sqrt{3}e_A - \sqrt{3}x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3} + \psi_{21}\right).$$

Условие зажигания очередного вентиля *4* получим из второго выражения (5,100), подставив в него выражение (5,98)

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21}\right) \geqslant \frac{U_{\text{з.}} - U_{\text{д}}}{\sqrt{3}E_m K_{21}}. \quad (5,102)$$

В тех случаях, когда $U_{\text{з}} - U_{\text{д}} \ll \sqrt{3}E_m K_{21}$, очередной вентиль *4* можно зажечь в интервале:

$$\frac{\pi}{3} - \psi_{21} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{4\pi}{3} - \psi_{21}. \quad (5,103)$$

Для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *1* будет отрицательным, воспользуемся первым выражением (5,100); положив $u_1 < 0$, получим

$$\sin\vartheta > \frac{U_{\text{д}}}{\sqrt{3}E_m}. \quad (5,104)$$

Отсюда следует, что при $U_{\text{д}} \ll \sqrt{3}E_m$ напряжение на вентиле *1* будет отрицательным в интервале

$$0 < \vartheta < \pi. \quad (5,105)$$

Горят вентили *3* и *4*. Положив $i_1 = i_2 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_3 = u_4 = U_{\text{д}}$, из уравнений (5,84), (5,86) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_3 = i_4 = I_d;$$

$$i_a = -I_d, \quad i_b = I_d, \quad i_c = 0;$$

$$i_{\text{I}} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d, \quad i_{\text{II}} = \frac{1}{\sqrt{3}} I_d, \quad i_{\text{III}} = 0; \quad (5,106)$$

$$i_A = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d - i_{\text{к. з.}}, \quad i_B = \frac{2}{\sqrt{3}} I_d, \quad i_C = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d + i_{\text{к. з.}};$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} = \frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s + x_{\text{к. з.}})} \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right); \quad (5,107)$$

выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d = e_{\text{з}} - 2U_{\text{д}} = \sqrt{3}E_m \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right) - 2U_{\text{д}}; \quad (5,108)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$u_1 = u_6 = e_6 + U_д;$$
$$u_2 = e_1 + \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} + U_д; \qquad (5,109)$$
$$u_5 = e_5 - \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} + U_д.$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3}e_B = -\sqrt{3}E_m \sin\vartheta;$$
$$u_{cb} = -\sqrt{3}e_C + \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21}\right); \qquad (5,110)$$
$$u_{ac} = -\sqrt{3}e_A - \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} = -\sqrt{3}E_m K_{21} \sin\left(\vartheta + \frac{2\pi}{3} + \psi_{21}\right).$$

Условие зажигания очередного вентиля *5* получим из третьего выражения (5,109), подставив в него выражение (5,107)

$$\sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21}\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}E_m K_{21}}. \qquad (5,111)$$

В случае, когда $U_{з.} - U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{21}$, очередной вентиль можно зажечь в интервале

$$\frac{2\pi}{3} + \psi_{21} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{5\pi}{3} + \psi_{21}. \qquad (5,112)$$

Для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *2* будет отрицательным, подставим во второе выражение (5,109) выражение (5,107) и, положив $u_2 < 0$, после несложных преобразований получим

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}E_m K_{21}}. \qquad (5,113)$$

Отсюда следует, что при $U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{21}$ напряжение на вентиле *2* будет отрицательным в интервале

$$\frac{\pi}{3} - \psi_{21} < \vartheta < \frac{4\pi}{3} - \psi_{21}. \qquad (5,114)$$

Рассмотрим решения уравнений при горении трех вентилей.

Горят вентили *1*, *2* и *3*. Положив $i_4 = i_5 = i_6 = 0$ и $u_1 = u_2 = u_3 = U_д$, из уравнений (5,84)—(5,86) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$i_1 + i_3 = I_d, \quad i_2 = I_d;$$
$$i_a = i_1, \quad i_b = i_3, \quad i_c = -I_d;$$
$$i_I = \frac{1}{\sqrt{3}} i_1, \quad i_{II} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_3, \quad i_{III} = -\frac{1}{\sqrt{3}} I_d; \qquad (5,115)$$

$$i_A = \frac{1}{\sqrt{3}}(I_d + i_1) - i_{к.\,з.}, \quad i_B = -\frac{1}{\sqrt{3}}(i_1 - i_3), \quad i_C = -\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d + i_3) + i_{к.\,з.};$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} = \frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s + x_{к.\,з.})} \sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right). \qquad (5,116)$$

Для того чтобы найти выражение, определяющее скорости изменения токов i_1 и i_3, вычтем из первого уравнения (5,86) второе уравнение и, учитывая соотношения (5,4) и (5,115), после ряда преобразований получим

$$\frac{di_1}{d\vartheta} = -\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} \sin\vartheta. \qquad (5,117)$$

Токи вентилей, участвующих в коммутации, найдем, проинтегрировав выражение (5,117) и учитывая первое равенство (5,115):

$$\begin{aligned} i_1 &= I_d + \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} \cos\vartheta - A_1, \\ i_3 &= -\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} \cos\vartheta + A_1. \end{aligned} \qquad (5,118)$$

Постоянную интегрирования A_1 следует определять из условий на границах интервала. Условия, необходимые для определения A_1 и других постоянных интегрирования, полученных ниже, будут даны в § 28.

Напряжение на шинах постоянного тока найдем, сложив первое и второе уравнения системы (5,86). После ряда преобразований, с учетом соотношений (5,115) и (5,116), получим

$$u_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) + \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta} - 2U_д = \frac{3}{2}E_m K_{22} \cos\vartheta - 2U_д, \qquad (5,119)$$

где

$$K_{22} = \frac{\lambda}{1+\lambda}.$$

Зависимость K_{22} от параметра λ показана на рис. 53. При $x_s = 0$ коэффициент $K_{22} = 1$.

Напряжения на негорящих вентилях имеют вид:

$$\begin{aligned} u_4 &= -u_d + x_a \frac{di_3}{d\vartheta} - U_д; \\ u_5 &= -u_d - U_д; \\ u_6 &= -u_d - x_a \frac{di_3}{d\vartheta} - U_д. \end{aligned} \qquad (5,120)$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$\begin{aligned} u_{ba} &= -\sqrt{3}e_B + 2(x_s + x_т)\frac{di_3}{d\vartheta}; \\ u_{cb} &= -\sqrt{3}e_C - (x_s + x_т)\frac{di_3}{d\vartheta} + \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta}; \\ u_{ac} &= -\sqrt{3}e_A - (x_s + x_т)\frac{di_3}{d\vartheta} - \sqrt{3}x_s \frac{di_{к.\,з.}}{d\vartheta}. \end{aligned} \qquad (5,121)$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *4* получим из первого выражения (5,120), положив $u_4 \geqslant U_з$ и учитывая (5,119) и (5,117)

$$-\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}+\psi_{22}\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}E_mK_{23}}. \qquad (5,122)$$

Здесь:

$$K_{23}=\frac{1}{2}\sqrt{x_{a*}^2+\left(\frac{\sqrt{3}\lambda}{1+\lambda}\right)^2};$$

$$\operatorname{tg}\psi_{22}=\frac{x_{a*}(1+\lambda)}{\sqrt{3}\lambda}.$$

В случае, когда $U_з-U_д\ll\sqrt{3}E_mK_{23}$, очередной вентиль *4* можно зажечь в интервале

$$\frac{\pi}{2}-\psi_{22}\leqslant\vartheta\leqslant\frac{3\pi}{2}-\psi_{22}. \qquad (5,123)$$

Для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *6* будет отрицательным, подставим в последнее выражение (5,120) выражения (5,119) и (5,117) и, положив $u_6<0$, после несложных преобразований получим

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{2}-\psi_{22}\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}E_mK_{23}}. \qquad (5,124)$$

Отсюда следует, что при $U_д\ll\sqrt{3}E_mK_{23}$ напряжение на вентиле *6* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{2}+\psi_{22}<\vartheta<\frac{\pi}{2}+\psi_{22}. \qquad (5,125)$$

Заметим, что при отсутствии анодных реакторов имеют место равенства:

$$K_{23}=\frac{\sqrt{3}}{2}K_{22},\quad \psi_{22}=0.$$

Горят вентили *2*, *3* и *4*. Положив $i_1=i_5=i_6=0$ и $u_2=u_3=u_4=U_д$, из уравнений (5,84)—(5,86) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$\begin{gathered} i_2+i_4=I_d,\quad i_3=I_d;\\ i_a=-i_4,\qquad i_b=I_d,\qquad i_c=-i_2;\\ i_{\text{I}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}i_4,\qquad i_{\text{II}}=\frac{1}{\sqrt{3}}I_d,\qquad i_{\text{III}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}i_2; \end{gathered} \qquad (5,126)$$

$$i_A=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_2-i_4)-i_{\text{к. з.}},\quad i_B=\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_4),\quad i_C=-\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_2)+i_{\text{к. з.}};$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s+x_{\text{к. з.}})}\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}\right)-\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{1}{1+\lambda}\frac{di_4}{d\vartheta}; \qquad (5,127)$$

скорость изменения коммутируемых токов i_2 и i_4

$$\frac{di_2}{d\vartheta}=-\frac{di_4}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{24}\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}+\psi_{21}\right); \qquad (5,128)$$

токи вентилей, участвующих в коммутации:

$$i_2 = I_d + \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21}\right) - A_2;$$

$$i_4 = -\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21}\right) + A_2; \qquad (5,129)$$

напряжение на шинах постоянного тока

$$u_d = \frac{1}{2}(e_2 + e_3) + \frac{\sqrt{3}}{2} x_s \frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta} - 2U_{\text{д}} =$$

$$= \frac{3}{2} E_m K_{25} \cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3} - \psi_{23}\right) - 2U_{\text{д}}; \qquad (5,130)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$u_1 = -u_d - x_a \frac{di_4}{d\vartheta} - U_{\text{д}};$$

$$u_5 = -u_d + x_a \frac{di_4}{d\vartheta} - U_{\text{д}}; \qquad (5,131)$$

$$u_6 = -u_d - U_{\text{д}}.$$

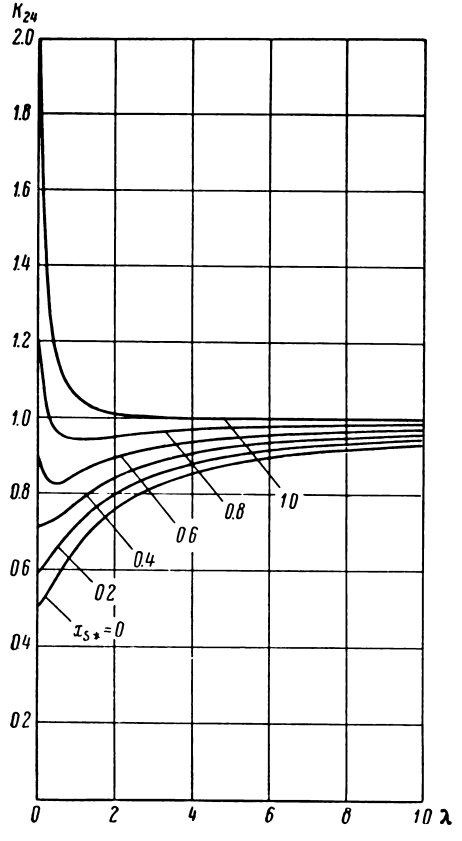


Рис. 54. Зависимость коэффициента K_{24} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

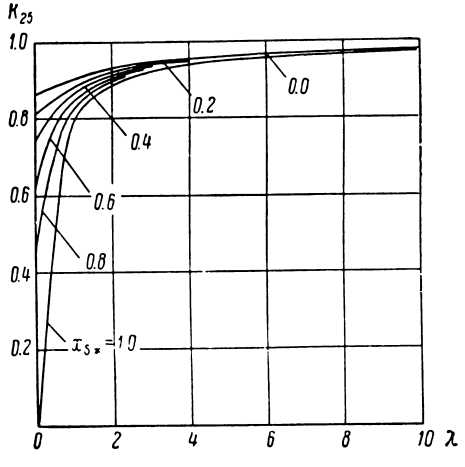


Рис. 55. Зависимость коэффициента K_{25} от электрической удаленности λ короткого замыкания.

Выше обозначено:

$$K_{24} = \frac{2\sqrt{1 + 2\lambda + 4\lambda^2}}{4(1+\lambda) - 3x_{s*}}; \quad K_{25} = \frac{2\sqrt{3(1+\lambda-x_{s*})^2 + \lambda^2}}{4(1+\lambda) - 3x_{s*}};$$

$$\operatorname{tg}\psi_{23} = \frac{\sqrt{3}(1 - x_{s*})}{3 + 4\lambda - 3x_{s*}}.$$

Зависимости коэффициентов K_{24}, K_{25} и угла ψ_{23} от параметра λ для ряда значений параметра x_{s*} изображены на рис. 54, 55 и 56. При $x_s = 0$ коэффициенты K_{24} и K_{25} обращаются в единицу, а $\operatorname{tg}\psi_{23} = 0$.

Коэффициент K_{24} можно представить в виде

$$K_{24}=\frac{K_{21}}{1-\frac{3}{4}\frac{x_{s*}}{1+\lambda}},$$

где в числителе стоит полученный раньше коэффициент K_{21}, показывающий, как влияет короткое замыкание на амплитуду коммутирующего напряжения, а в знаменателе находится выражение, показывающее, как изменяется при коротком замыкании сопротивление контура коммутации.

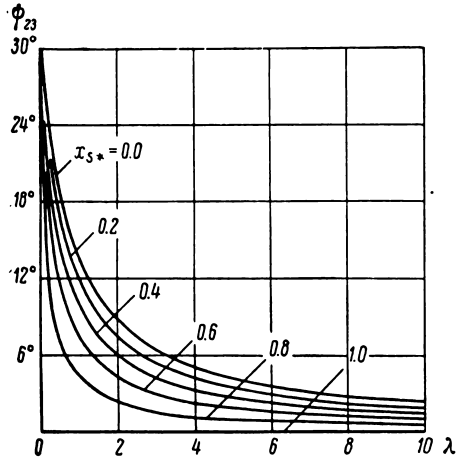


Рис. 56. Зависимость угла ψ_{23} от электрической удаленности короткого замыкания.

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba}=-\sqrt{3}e_B+(x_s+x_T)\frac{di_4}{d\vartheta};$$

$$u_{cb}=-\sqrt{3}e_C+(x_s+x_T)\frac{di_4}{d\vartheta}+$$

$$+\sqrt{3}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \qquad (5,132)$$

$$u_{ac}=-\sqrt{3}e_A-2(x_s+x_T)\frac{di_4}{d\vartheta}-$$

$$-\sqrt{3}x_s\frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}.$$

Условие зажигания четвертого вентиля *5* получим из второго выражения (5, 131), положив $u_5 \geqslant U_з$.

$$-\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_{24}\right)\geqslant\frac{U_з-U_д}{\sqrt{3}E_mK_{26}}. \qquad (5,133)$$

Здесь:

$$K_{26}=\frac{\sqrt{[(1+\lambda)(3-x_{a*})-3x_{s*}]^2+3x_{a*}^2(1+x_{a*})^2}}{4(1+\lambda)-3x_{s*}};$$

$$\operatorname{tg}\psi_{24}=\frac{3(1-x_{s*})-x_{a*}(1+4\lambda)}{\sqrt{3}(3+4\lambda-3x_{s*}-x_{a*})}.$$

В случае, когда $U_з-U_д\leqslant\sqrt{3}E_mK_{26}$, очередной вентиль *5* можно зажечь в интервале

$$\frac{5\pi}{6}+\psi_{24}\leqslant\vartheta\leqslant\pi+\frac{5\pi}{6}+\psi_{24}. \qquad (5,134)$$

Для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *1* будет отрицательным, подставим в первое выражение (5.131) выражения (5, 130) и (5, 128) и, положив $u_1<0$, после несложных преобразований получим

$$\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{6}-\psi_{25}\right)>\frac{U_д}{\sqrt{3}E_mK_{27}}. \qquad (5,135)$$

Здесь:

$$K_{27}=\frac{\sqrt{[(1+\lambda)(3+x_{a*})-3x_{s*}]^2+3\lambda^2(1-x_{a*})^2}}{4(1+\lambda)-3x_{s*}};$$

$$\operatorname{tg}\psi_{25}=\frac{3(1-x_{s*})+4x_{a*}(1+4\lambda)}{\sqrt{3}(3+4\lambda-3x_{s*}+x_{a*})}.$$

Из выражения (5, 135) следует, что при $U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{27}$ напряжение на вентиле *1* будет отрицательным в интервале

$$-\frac{\pi}{6}+\psi_{25}<\vartheta<\frac{5\pi}{6}+\psi_{25}. \qquad (5,136)$$

Заметим, что при отсутствии анодных реакторов имеют место равенства:

$$K_{27}=K_{26}=\frac{\sqrt{3}}{2}K_{25} \quad \text{и} \quad \psi_{25}=\psi_{24}=\psi_{23}.$$

Горят вентили *3*, *4* и *5*. Положив $i_1=i_2=i_6=0$ и $u_3=u_4=u_5=U_д$, из уравнений (5, 84)—(5, 86) получим:
токи в цепях преобразователя:

$$\begin{gathered}
i_3+i_5=I_d, \quad i_4=I_d;\\
i_a=-I_d, \qquad i_b=i_3, \qquad i_c=i_5;\\
i_{\mathrm{I}}=-\frac{1}{\sqrt{3}}I_d, \qquad i_{\mathrm{II}}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_3, \qquad i_{\mathrm{III}}=\frac{1}{\sqrt{3}}i_5;\\
i_A=-\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_5)-i_{\text{к. з.}}, \quad i_B=\frac{1}{\sqrt{3}}(I_d+i_3), \quad i_C=\frac{1}{\sqrt{3}}(i_5-i_3)+i_{\text{к. з.}};
\end{gathered} \qquad (5,137)$$

скорость изменения тока в цепи короткого замыкания

$$\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2(x_s+x_{\text{к. з.}})}\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{2}\right)-\frac{\sqrt{3}}{2}\frac{1}{1+\lambda}\frac{di_5}{d\vartheta}; \qquad (5,138)$$

скорость изменения коммутируемых токов

$$\frac{di_3}{d\vartheta}=-\frac{di_5}{d\vartheta}=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{24}\sin\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}-\psi_{21}\right); \qquad (5,139)$$

токи вентилей, участвующих в коммутации:

$$\begin{aligned}
i_3&=I_d+\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{24}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}-\psi_{21}\right)-A_3;\\
i_5&=-\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}K_{24}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}-\psi_{21}\right)+A_3;
\end{aligned} \qquad (5,140)$$

напряжение на шинах постоянного тока:

$$\begin{aligned}
u_d&=\frac{1}{2}(e_3+e_4)-\frac{\sqrt{3}}{2}x_s\frac{di_{\text{к. з.}}}{d\vartheta}-2U_д=\\
&=\frac{3}{2}E_m K_{25}\cos\left(\vartheta-\frac{2\pi}{3}+\psi_{23}\right)-2U_д;
\end{aligned} \qquad (5,141)$$

напряжения на негорящих вентилях:

$$u_1 = -u_d - U_д;$$

$$u_2 = -u_d - x_a \frac{di_5}{d\vartheta} - U_д; \qquad (5,142)$$

$$u_6 = -u_d + x_a \frac{di_5}{d\vartheta} - U_д.$$

Линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора в рассматриваемом случае будут равны:

$$u_{ba} = -\sqrt{3}e_B - (x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta};$$

$$u_{cb} = -\sqrt{3}e_C + 2(x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta} + \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}; \qquad (5,143)$$

$$u_{ac} = -\sqrt{3}e_A - (x_в + x_т)\frac{di_5}{d\vartheta} - \sqrt{3}x_в \frac{di_{к.з.}}{d\vartheta}.$$

Условие зажигания очередного, четвертого, вентиля *6* получим из третьего выражения (5,142), положив $u_6 \geqslant U_з$

$$-\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} + \psi_{25}\right) \geqslant \frac{U_з - U_д}{\sqrt{3}E_m K_{27}}. \qquad (5,144)$$

Отсюда следует, что когда $U_з - U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{27}$, очередной, четвертый, вентиль *6* можно зажечь в интервале

$$\pi + \frac{\pi}{6} - \psi_{25} \leqslant \vartheta \leqslant 2\pi + \frac{\pi}{6} - \psi_{25}. \qquad (5,145)$$

Для определения интервала, в котором напряжение на погасшем вентиле *2* будет отрицательным, подставим во второе выражение (5,142) выражения (5,141) и (5,139) и, положив $u_2 < 0$, после ряда преобразований получим

$$\sin\left(\vartheta - \frac{\pi}{6} + \psi_{24}\right) > \frac{U_д}{\sqrt{3}E_m K_{26}}. \qquad (5,146)$$

Отсюда следует, что при $U_д \ll \sqrt{3}E_m K_{26}$ напряжение на вентиле *2* будет отрицательным в интервале

$$\frac{\pi}{6} - \psi_{24} < \vartheta < \frac{7\pi}{6} - \psi_{24}. \qquad (5,147)$$

§ 28. Работа преобразователя при двухфазных коротких замыканиях в энергосистеме

На рис. 57 изображены кривые э. д. с. e_A, e_B, e_C энергосистемы (рис. 57, *а*) и кривые напряжений u_a, u_b и u_c на вторичных обмотках трансформатора преобразователя для случая двухфазного короткого замыкания в энергосистеме переменного тока при неработающем преобразователе (рис. 57, *б* и *в*). Кривые на рис. 57, *б* изображены для случая, когда $\lambda = 1$, а кривые на рис. 57, *в* для случая короткого замыкания на шинах рассматриваемой подстанции, когда $\lambda = 0$. Для сравнения там же пунктиром показаны кривые фазных напряжений u_a, u_b и u_c до короткого замыкания.

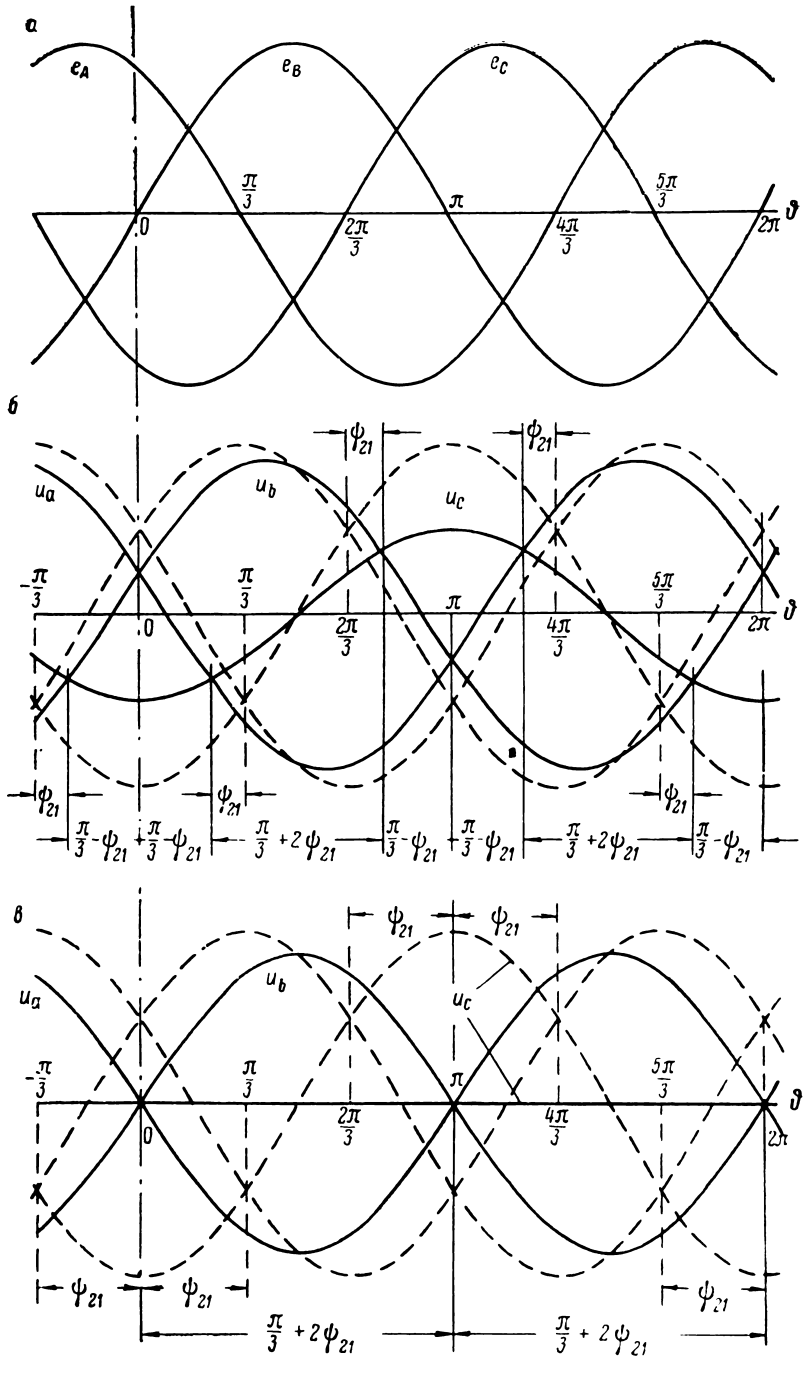


Рис. 57. Кривые эквивалентных э. д. с. системы переменного тока (*а*) и фазных напряжений на вторичных обмотках ненагруженного трансформатора при двухфазных коротких замыканиях в энергосистеме (*б*, *в*).

Рассмотрим процессы на протяжении отдельных интервалов горения вентилей и условия на границах интервалов при работе преобразователя в режимах поочередного горения вентилей группами по два и по три. В зависимости от величины снижения напряжения, от нагрузки преобразователя и от углов зажигания продолжительность некоторых из межкоммутационных интервалов может сократиться до нуля.

Первый интервал. Горят вентили *1* и *2*. Процессы в преобразователе описываются выражениями (5, 87)—(5, 96). Следующий вентиль *3* загорится в момент $\vartheta = \alpha_3$, после того как на его сетки будет подан управляющий импульс. Момент $\vartheta = \alpha_3$ является одной границей рассматриваемого интервала. Дальше будет определена вторая граница и показано, что рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$-\frac{\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_2 + \gamma_{6-2} \leqslant \vartheta \leqslant \alpha_3, \tag{5, 148}$$

где γ_{6-2} — угол коммутации тока с вентиля *6* на вентиль *2*.

Второй интервал. Горят вентили *1*, *2* и *3*. В начале этого интервала в момент $\vartheta = \alpha_3$ загорается вентиль *3* и начинается коммутация тока с вентиля *1* на вентиль *3*. Процессы описываются выражениями (5, 115)—(5, 125). Для определения постоянной интегрирования A_1 используем условие: в момент $\vartheta = \alpha_3$ ток $i_3 = 0$. Из второго выражения (5, 118) получим

$$A_1 = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\cos\alpha_3. \tag{5, 149}$$

Подставив A_1 в выражения (5, 118), получим:

$$\begin{aligned} i_1 &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}[\cos\alpha_3 - \cos\vartheta]; \\ i_3 &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}[\cos\alpha_3 - \cos\vartheta]. \end{aligned} \tag{5, 150}$$

Продолжительность коммутации γ_{1-3} тока с вентиля *1* на вентиль *3* найдем из условия, что в момент $\vartheta = \alpha_3 + \gamma_{1-3}$ вентиль *1* гаснет, т. е. $i_1 = 0$. Из первого выражения (5, 150) получим

$$\cos(\alpha_3 - \gamma_{1-3}) = \cos\alpha_3 - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}. \tag{5, 151}$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\alpha_3 \leqslant \vartheta \leqslant \alpha_3 + \gamma_{1-3}. \tag{5, 152}$$

Третий интервал. Горят вентили *2* и *3*. Процессы описываются выражениями (5, 97)—(5, 105). Следующий вентиль *4* загорится в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4$. Следовательно, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\alpha_3 + \gamma_{1-3} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4. \tag{5, 153}$$

Четвертый интервал. Горят вентили *2*, *3* и *4*. В начале этого интервала в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4$ загорается вентиль *4* и начинается коммутация тока с вентиля *2* на вентиль *4*. Процессы опи-

сываются выражениями (5, 126)—(5, 136). Используя условие: в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4$ ток $i_2 = 0$, из второго выражения (5, 129) найдем

$$A_2 = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \cos \alpha_4. \tag{5, 154}$$

Подставив A_2 в выражения (5, 129), получим:

$$\begin{aligned} i_2 &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \left[\cos \alpha_4 - \cos \left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21} \right) \right]; \\ i_4 &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \left[\cos \alpha_4 - \cos \left(\vartheta - \frac{\pi}{3} + \psi_{21} \right) \right]. \end{aligned} \tag{5, 155}$$

Продолжительность коммутации γ_{2-4} тока с вентиля *2* на вентиль *4* найдем, используя условие погасания вентиля *2*: в момент $\vartheta = \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4 + \gamma_{2-4}$ ток $i_2 = 0$.

Из первого выражения (5, 155) получим

$$\cos (\alpha_4 + \gamma_{2-4}) = \cos \alpha_4 - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m K_{24}}. \tag{5, 156}$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4 \leqslant \vartheta \leqslant \frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4 + \gamma_{2-4}. \tag{5, 157}$$

Пятый интервал. Горят вентили *3* и *4*. Процессы описываются выражениями (5, 106)—(5, 114). Следующий вентиль *5* загорится в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5$. Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{\pi}{3} - \psi_{21} + \alpha_4 + \gamma_{2-4} \leqslant \vartheta \leqslant \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5. \tag{5, 158}$$

Шестой интервал. Горят вентили *3*, *4* и *5*. В начале этого интервала в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5$ загорается вентиль *5* и начинается коммутация тока с вентиля *3* на вентиль *5*. Процессы описываются выражениями (5, 137)—(5, 147). Используя условие: в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5$ ток $i_5 = 0$, из второго выражения (5, 140) найдем

$$A_3 = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \cos \alpha_5. \tag{5, 159}$$

Подставив A_3 в выражения (5, 140), получим:

$$\begin{aligned} i_3 &= I_d - \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \left[\cos \alpha_5 - \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21} \right) \right]; \\ i_5 &= \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k} K_{24} \left[\cos \alpha_5 - \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi}{3} - \psi_{21} \right) \right]. \end{aligned} \tag{5, 160}$$

Продолжительность коммутации γ_{3-5} тока с вентиля *3* на вентиль *5* найдем, используя условие погасания вентиля *3*: в момент $\vartheta = \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}$ ток $i_3 = 0$. Из первого выражения (5, 160) получим

$$\cos(\alpha_5 + \gamma_{3-5}) = \cos\alpha_5 - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m K_{24}}. \qquad (5, 161)$$

Таким образом, рассматриваемый интервал лежит в пределах

$$\frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5 \leqslant \vartheta \leqslant \frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}. \qquad (5, 162)$$

Так как электромагнитные процессы на протяжении рассмотренной половины периода аналогичны процессам на протяжении следующей половины периода, то имеют место равенства:

$$\begin{aligned} &\alpha_1 = \alpha_4, \quad \alpha_2 = \alpha_5, \quad \alpha_3 = \alpha_6; \\ &\gamma_{1-3} = \gamma_{4-6}, \quad \gamma_{2-4} = \gamma_{5-1}, \quad \gamma_{3-5} = \gamma_{6-2}. \end{aligned} \qquad (5, 163)$$

Учитывая сказанное, получим, что начало рассмотренной половины периода будет в момент

$$\vartheta = \left(\frac{2\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5 + \gamma_{3-5}\right) - \pi = -\frac{\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_5 + \gamma_{3-5} = \\ = -\frac{\pi}{3} + \psi_{21} + \alpha_2 + \gamma_{6-2}. \qquad (5, 164)$$

Равенство (5,164) дает недостающую границу для интервалов горения вентилей *1* и *2* (см. выражение (5, 148)).

На рис. 58 построены кривые напряжений и токов преобразователя при неполном двухфазном коротком замыкании на шинах переменного тока ($\lambda = 1$). При расчете принято $x_s^* = 0.3$, что будет близко к значению этой величины для передачи постоянного тока Волгоград—Донбасс, и $x_a^* = 0$. Кривые токов и напряжений на рис. 58 построены для случая, когда углы α у всех вентилей одинаковы и после каждой коммутации имеется межкоммутационный интервал, т. е. нет взаимного влияния процессов коммутации одной пары вентилей на процессы коммутации других вентилей. С ростом нагрузки увеличиваются продолжительности коммутаций и сокращаются межкоммутационные интервалы до тех пор, пока один из межкоммутационных интервалов не сократится до нуля. Дальнейшее увеличение нагрузки приводит к появлению вынужденных углов зажигания сначала у одного вентиля, а затем и у других, при этом очередные вентили зажигаются тотчас после окончания предыдущей коммутации.

Зависимость среднего значения выпрямленного напряжения U_d на шинах постоянного тока от выпрямленного тока I_d преобразователя получим, проинтегрировав мгновенные значения напряжения u_d на отдельных участках и поделив сумму интегралов по отдельным участкам на продолжительность периода повторяемости:

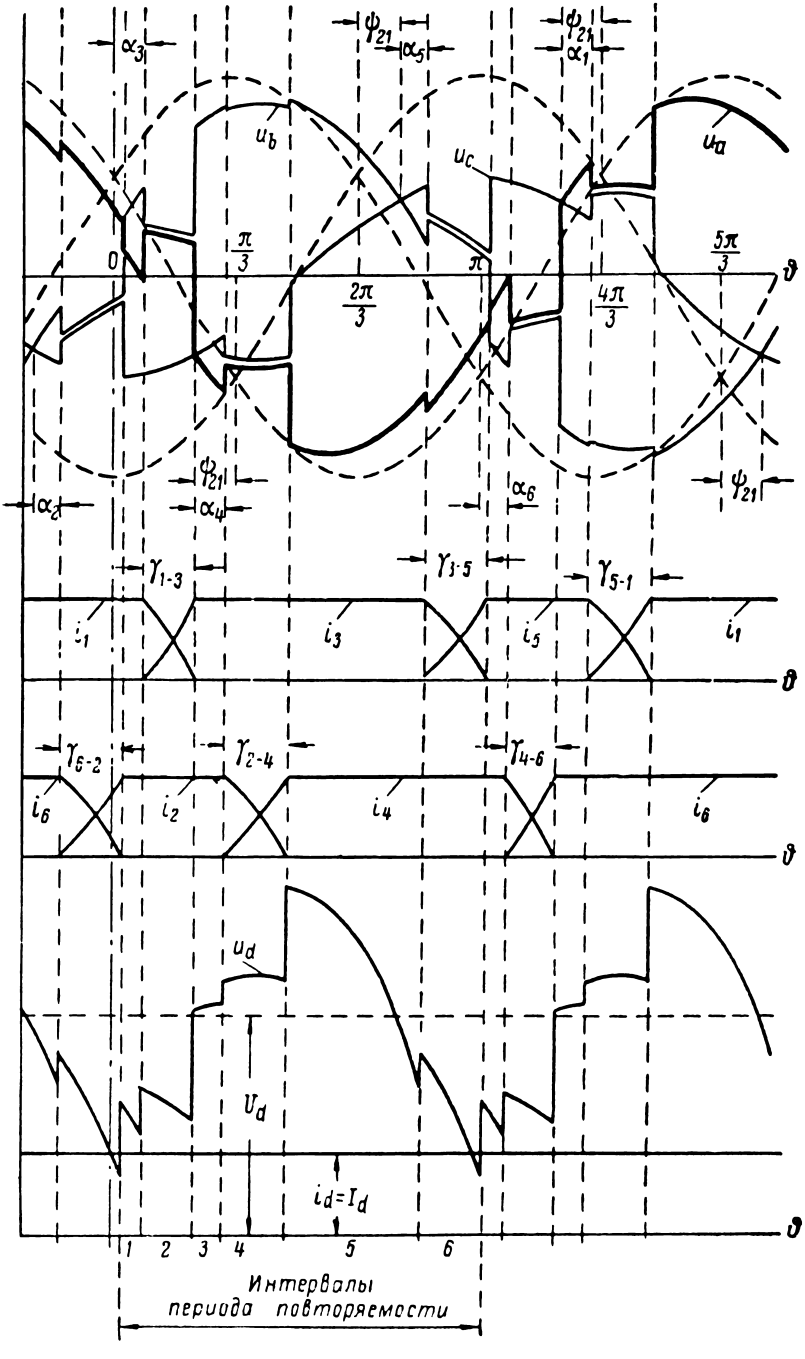


Рис. 58. Кривые токов и напряжений преобразователя при двухфазном коротком замыкании в энергосистеме ($\lambda = 1$, $x_{s*} = 0.3$).

$$U_d=\frac{1}{\pi}\left[\int\limits_{-\frac{\pi}{3}+\psi_{21}+\alpha_2+\gamma_{6-2}}^{\alpha_3} u_d d\vartheta+\int\limits_{\alpha_3}^{\alpha_3+\gamma_{1-3}} u_d d\vartheta+\int\limits_{\alpha_3+\gamma_{1-3}}^{\frac{\pi}{3}-\psi_{21}+\alpha_4} u_d d\vartheta+\right.$$
$$\left.+\int\limits_{\frac{\pi}{3}-\psi_{21}+\alpha_4}^{\frac{\pi}{3}-\psi_{21}+\alpha_4+\gamma_{2-4}} u_d d\vartheta+\int\limits_{\frac{\pi}{3}-\psi_{21}+\alpha_4+\gamma_{2-4}}^{\frac{2\pi}{3}+\psi_{21}+\alpha_5} u_d d\vartheta+\int\limits_{\frac{2\pi}{3}+\psi_{21}+\alpha_5}^{\frac{2\pi}{3}+\psi_{21}+\alpha_5+\gamma_{3-5}} u_d d\vartheta\right]. \quad (5,165)$$

После подстановки под интегралы выражений (5, 89), (5, 119), (5,99), (5,130), (5,108), (5,141), интегрирования и несложных преобразований с учетом равенств (5,151), (5,156) и (5,161) получим уравнение внешней характеристики преобразователя

$$U_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}[\cos\alpha_3+K_{21}(\cos\alpha_4+\cos\alpha_5)]-$$
$$-\frac{3}{\pi}\left(1-\frac{1}{2}\frac{x_{s^*}}{1+\lambda}\right)x_k I_d-2U_д. \quad (5,166)$$

В частном случае, когда $\alpha_3=\alpha_4=\alpha_5=\alpha$, выражение (5, 166) можно привести к виду

$$U_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[\left(1+\sqrt{1+\frac{3\lambda^2}{(1+\lambda)^2}}\right)\cos\alpha-\sqrt{3}\left(1-\frac{1}{2}\frac{x_{s^*}}{1+\lambda}\right)\frac{x_k I_d}{E_m}\right]-2U_д. \quad (5,167)$$

Из приведенных выражений следует, что внешние характеристики преобразователя при неизменных углах α изображаются отрезками прямых линий. Нетрудно убедиться, что при $x_{s^*}>0$ наклон этих линий несколько меньше, чем в случае преобразователя, присоединенного к энергосистеме с симметричной системой э. д. с.

На рис. 59 тонкими сплошными линиями изображено семейство внешних характеристик преобразователя при двухфазном коротком замыкании ($\lambda=1$; $x_{s^*}=0.3$; $x_{a^*}=0$). Внешние характеристики даны в относительных величинах, причем за базисные величины приняты $U_б=\sqrt{3}E_m$ и $I_б=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}$. Характеристики рассчитаны для случая, когда управляющие импульсы подаются на сетки вентилей с равными углами α (при появлении вынужденных углов зажигания вентили могут зажигаться с запаздыванием относительно момента подачи управляющих импульсов). Режиму работы преобразователя при $\alpha_3=\alpha_4=\alpha_5=\alpha$ на рис. 59 соответствует область *1*, где отрезки внешних характеристик описываются выражением (5, 167). Границы области показаны на рисунке тонкими пунктирными линиями. Область *2* на рис. 59 соответствует рассмотренному режиму работы преобразователя с вынужденными углами зажигания. Вынужденные углы зажигания появляются сначала у вентилей *3* и *6*, а затем, в зависимости от величины углов зажигания, от нагрузки и от электрической удаленности места короткого замыкания, могут появиться и у других вентилей. В области *2* имеют место вынужденные углы зажигания только у вентилей *3* и *6*. Отрезки внешних характеристик в области *2* описываются выражением (5, 166). С ростом нагрузки вынужденные углы зажигания увеличиваются до тех пор, пока на очередном вентиле не появится положительное напряжение, достаточное для его зажигания, и наступит новый

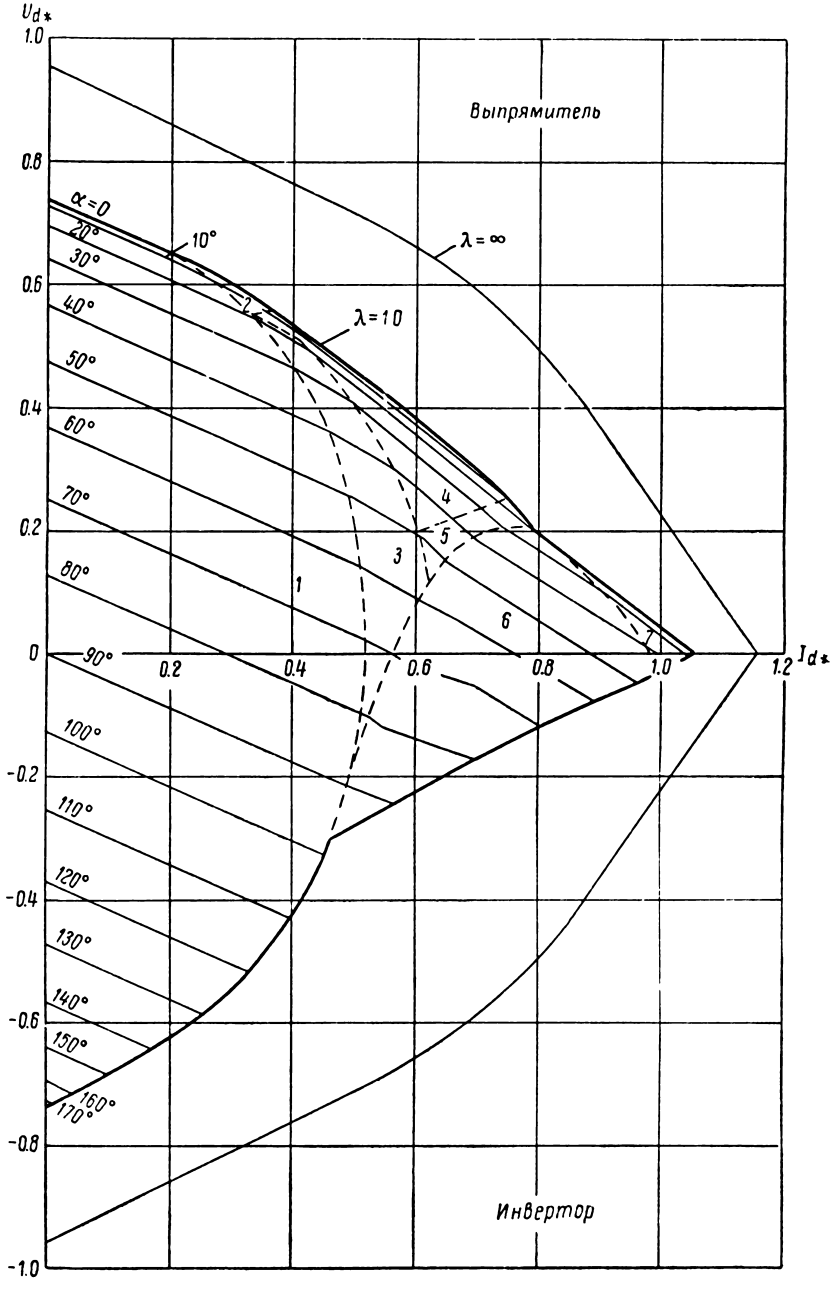


Рис. 59. Внешние характеристики одномостового преобразователя при двухфазном коротком замыкании в энергосистеме.

режим работы преобразователя, характеризующийся тем, что на протяжении половины периода некоторое время горят четыре вентиля одновременно.

При достаточно больших углах зажигания вынужденные углы зажигания не появляются, а сразу, минуя область *2*, возникают условия для зажигания четвертого вентиля.

При двухфазных коротких замыканиях в системе переменного тока основные качественные особенности работы преобразователей в режимах, соответствующих другим областям внешних характеристик, будут такими же, как и у преобразователей, работающих при однофазных коротких замыканиях. Эти особенности изложены в § 29.

§ 29. Основные особенности работы преобразователей при коротких замыканиях в энергосистеме

Рассмотрим влияние коротких замыканий на коммутирующие напряжения преобразователя. При коротких замыканиях линейные напряжения на вторичных обмотках трансформатора (коммутирующие напряжения) изменяются по величине и по фазе. На рис. 60 слева приведены векторные диаграммы напряжений на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока до короткого замыкания (тонкие линии) и после короткого замыкания (жирные линии), а правее показаны векторные диаграммы линейных напряжений на вторичных обмотках ненагруженных трансформаторов, у которых обмотки соединены по схемам Y/Y и Δ/Y. Ниже приведены также некоторые результаты анализа процессов в преобразователе с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Y/Y, хотя сам анализ здесь не излагается. Векторные диаграммы построены для однофазного короткого замыкания фазы A и двухфазного короткого замыкания между фазами A и C при электрической удаленности коротких замыканий, соответствующей $\lambda=1$. При замыкании других фаз векторные диаграммы могут быть просто получены из приведенных на рис. 60 путем круговой перестановки индексов, указывающих фазы напряжений. Из приведенных на рис. 60 векторных диаграмм напряжений видно, что треугольники векторов линейных напряжений во всех рассмотренных случаях оказываются равнобедренными.

Для удобства сравнения влияния разных видов коротких замыканий и разных схем соединения обмоток трансформаторов на величину коммутирующих напряжений и на величину выпрямленного напряжения в этом параграфе введены следующие индексы для коэффициентов K, равных отношению амплитуды линейного напряжения на вторичной стороне трансформатора после короткого замыкания к амплитуде этого же напряжения до короткого замыкания. Цифры *1* или *2* нижних индексов при коэффициентах K обозначают, что отношения взяты соответственно для однофазного или двухфазного короткого замыкания. Одна или две звездочки после цифры показывают, соответственно, что коэффициенты K относятся к основанию или сторонам равнобедренного треугольника линейных напряжений. Верхние индексы Y или Δ указывают, что коэффициенты относятся соответственно к преобразователям с соединением обмоток трансформаторов по схемам Y/Y и Δ/Y. Углы φ между векторами напряжений на вторичной стороне трансформатора до короткого замыкания и векторами тех же напряжений после короткого замыкания отметим индексами, указывающими на схему соединения обмоток трансформатора и на вид короткого за-

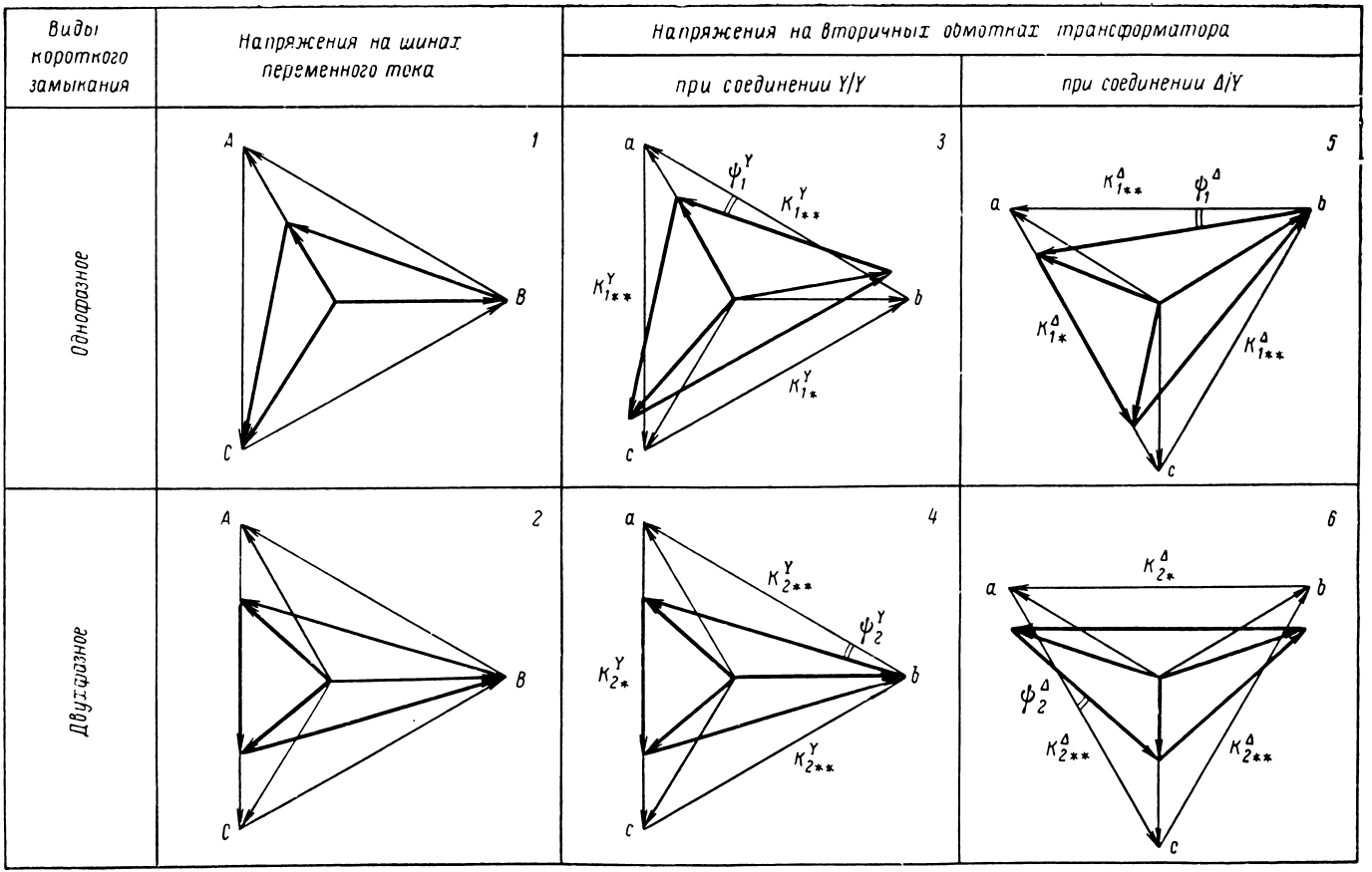


Рис. 60. Векторные диаграммы напряжений при разных видах коротких замыканий в энергосистеме и разных схемах соединения обмоток ненагруженных трансформаторов преобразователей.

Пояснение в тексте.

мыкания. На рис. 60 упомянутые выше коэффициенты K и углы ψ обозначены около соответствующих им векторов напряжений.

В табл. 3 приведены зависимости коэффициентов K и $\operatorname{tg}\psi$ от параметра λ для рассматриваемых случаев коротких замыканий и двух схем соединения обмоток трансформаторов.

Таблица 3

Выражения коэффициентов K и $\operatorname{tg}\psi$

Вид короткого замыкания	Схема соединения обмоток трансформатора	
	Y/Y	Δ/Y
Однофазное	$K_{1*}^{Y}=1$ $K_{1**}^{Y}=\dfrac{\sqrt{1+3\lambda+3\lambda^2}}{\sqrt{3}\,(1+\lambda)}$ $\operatorname{tg}\psi_1^{Y}=\dfrac{1}{\sqrt{3}\,(1+2\lambda)}$	$K_{1*}^{\Delta}=1-\dfrac{2}{3(1+\lambda)}$ $K_{1**}^{\Delta}=\dfrac{\sqrt{3+(5+6\lambda)^2}}{6(1+\lambda)}$ $\operatorname{tg}\psi_1^{\Delta}=\dfrac{\sqrt{3}}{5+6\lambda}$
Двухфазное	$K_{2*}^{Y}=1-\dfrac{1}{1+\lambda}$ $K_{2**}^{Y}=\dfrac{\sqrt{3+(3+4\lambda)^2}}{4(1+\lambda)}$ $\operatorname{tg}\psi_2^{Y}=\dfrac{\sqrt{3}}{3+4\lambda}$	$K_{2*}^{\Delta}=1$ $K_{2**}^{\Delta}=\dfrac{\sqrt{1+2\lambda+4\lambda^2}}{2(1+\lambda)}$ $\operatorname{tg}\psi_2^{\Delta}=\dfrac{\sqrt{3}}{1+4\lambda}$

Чтобы найти значения коммутирующих напряжений преобразователя при коротком замыкании в системе переменного тока, нужно умножить значения коммутирующих напряжений до короткого замыкания на соответствующие, предварительно вычисленные коэффициенты K и, в необходимых случаях, повернуть векторы этих напряжений на угол ψ.

Из векторных диаграмм, построенных на рис. 60, и из выражений для K и ψ, приведенных в табл. 3, следует, что при одном и том же виде короткого замыкания и одинаковой электрической удаленности места короткого замыкания треугольники векторов линейных напряжений на вторичных обмотках будут различными при разных схемах соединения обмоток трансформаторов. Следовательно, величина и фаза коммутирующих напряжений зависят не только от вида и от удаленности места короткого замыкания, но и от схем соединения обмоток трансформаторов.

Рассмотрим влияние коротких замыканий на сопротивление контуров коммутации. Обозначим через N отношение сопротивления контура коммутации при коротком замыкании к сопротивлению того же контура до короткого замыкания и отметим величину N указанными выше индексами, показывающими, для какого вида короткого замыкания и для какой схемы соединения обмоток трансформатора взята отмеченная индексами величина.

Величина N зависит от двух параметров: от электрической удаленности места короткого замыкания (параметр λ) и от отношения x_{s*}

эквивалентного сопротивления x_s системы переменного тока к сопротивлению x_k контура коммутации до короткого замыкания. Эти зависимости приведены в табл. 4. Из них следует, что при разных схемах соединения обмоток трансформаторов, но при одном и том же виде короткого замыкания и, соответственно, одинаковых значениях параметров λ и x_{s*} сопротивления контуров коммутации изменяются по-разному.

Таблица 4

Выражения коэффициентов N

Вид короткого замыкания	Схема соединения обмоток трансформатора	
	Y/Y	Δ/Y
Однофазное	$N^Y_{1*}=1$ $N^Y_{1**}=1-\frac{x_{s*}}{2(1+\lambda)}$	$N^\Delta_{1*}=1-\frac{2x_{s*}}{3(1+\lambda)}$ $N^\Delta_{1**}=1-\frac{x_{s*}}{6(1+\lambda)}$
Двухфазное	$N^Y_{2*}=1-\frac{x_{s*}}{1+\lambda}$ $N^Y_{2**}=1-\frac{x_{s*}}{4(1+\lambda)}$	$N^\Delta_{2*}=1$ $N^\Delta_{2**}=1-\frac{3x_{s*}}{4(1+\lambda)}$

Рассмотрим влияние коротких замыканий на процессы коммутации. Коммутация тока с одного вентиля на другой происходит под действием линейного напряжения, а скорость изменения коммутируемых токов зависит от сопротивления контура коммутации. Линейные напряжения и сопротивления контуров коммутации при несимметричных коротких замыканиях будут неодинаковыми, а следовательно, будут неодинаковыми и процессы коммутации для разных вентилей. Скорость изменения коммутируемого тока при несимметричном коротком замыкании в системе переменного тока в общем случае описывается выражением

$$\frac{di_n}{d\vartheta}=\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\frac{K}{N}\sin(\vartheta+\psi-\psi_0), \qquad (5,168)$$

где ψ_0 — начальная фаза, а n — номер вентиля.

Коэффициенты K и N выбираются из табл. 3 и 4 соответственно с видом короткого замыкания и со схемой соединения обмоток трансформатора. Нетрудно убедиться, что при отсутствии коротких замыканий (при $\lambda=\infty$) коэффициенты K и N равны единице и выражение (5.168) принимает обычный вид.

Так как влияние коротких замыканий на скорость изменения коммутируемых токов в выражении (5,168) учитывается отношением коэффициентов K и N, причем оба они меньше или равны единице, то отсюда следует, что короткие замыкания не всегда вызывают уменьшение скорости изменения коммутируемых токов. Например, из рис. 54 видно, что при близких коротких замыканиях и $x_{s*}>0.8$ коэф-

фициент K_{24}, равный отношению коэффициентов K^{Δ}_{2**} и N^{Δ}_{2**}, становится больше единицы. Следовательно, в некоторых случаях при коротких замыканиях скорость изменения коммутируемых токов может возрастать.

Максимальная продолжительность коммутации, при которой одна коммутация не влияет на другую, определяется интервалами между моментами пересечения кривых фазных напряжений на вторичных обмотках трансформаторов. При симметричных напряжениях для рассматриваемого преобразователя с идеальными вентилями эти интервалы равны $\frac{\pi}{3}$, а при несимметричных коротких замыканиях, как это видно из рис. 50 и 57, одни из этих интервалов оказываются бо́льшими, а другие меньшими $\frac{\pi}{3}$. Например, при однофазных коротких замыканиях (рис. 50) на протяжении половины периода промышленной частоты два интервала оказываются равными $\frac{\pi}{3}+\psi^{\Delta}_1$, а третий $\frac{\pi}{3}-2\psi^{\Delta}_1$. Выше, в §§ 24—27, рассмотрена работа преобразователя в режимах, когда ни один из углов коммутации γ не превосходит по величине продолжительности интервала между соседними моментами пересечения фазных напряжений. После того как один из углов коммутации станет больше соответствующего интервала между моментами пересечения фазных напряжений, наступает новый режим работы преобразователя. Анализ этого и других режимов здесь не приведен, однако соответствующие им области показаны на рис. 52 и 59.

Продолжительность коммутации γ тока с одного вентиля на другой в рассмотренных режимах определяется из выражения

$$\cos(\alpha+\gamma)=\cos\alpha-\frac{N}{K}\frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}, \qquad (5,169)$$

где α — угол зажигания вентиля, отсчитываемый от момента перехода через нуль в сторону возрастания соответствующего линейного напряжения, под действием которого осуществляется данная коммутация.

Очевидно, что при одном и том же виде короткого замыкания и соответственно одинаковых величинах λ и $x_{в*}$ продолжительности коммутаций у преобразователей с разными схемами соединения обмоток трансформаторов будут разными.

Приведенные в табл. 3 и 4 выражения для коэффициентов K, N и углов ψ вместе с общими формулами (5,168) и (5,169) позволяют учесть влияние схем соединения обмоток трансформаторов преобразователей, вида и электрической удаленности коротких замыканий на основные процессы в преобразователях. Это представляет интерес, например, при разработке устройств сеточного управления и регулирования.

Как известно, при симметричных напряжениях в системе переменного тока выпрямленное напряжение на шинах постоянного тока содержит высшие гармоники с частотами в 300 *гц* и выше. При несимметричных коротких замыканиях в системе переменного тока выпрямленное напряжение сильно искажается. Как видно из рис. 51 и 58, в выпрямленном напряжении появляется значительная по величине переменная составляющая с частотой в 100 *гц*.

Рассмотрим влияние коротких замыканий на внешние характеристики преобразователей. Уравнения внешних характеристик при несимметричных коротких замыканиях в системе переменного тока получены с учетом того, что углы зажигания α у различных вентилей могут

быть неодинаковыми, поэтому входящие в уравнения (5,170) углы α отмечены нижними индексами, показывающими, к какому вентилю относится данный угол. Общность полученных уравнений при этом не нарушается, так как случаи коротких замыканий других фаз могут быть сведены к рассмотренным путем круговой перестановки индексов, указывающих фазы и номера вентилей. Уравнения внешних характеристик при несимметричных коротких замыканиях в системе переменного тока имеют следующий вид:

$$
\begin{aligned}
U_{d1}^{\Delta} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[K_{1*}^{\Delta}\cos\alpha_4 + K_{1**}^{\Delta}(\cos\alpha_3+\cos\alpha_5)\right] - \\
&\quad - \frac{1}{\pi}(N_{1*}^{\Delta}+2N_{1**}^{\Delta})x_k I_d;\\
U_{d2}^{\Delta} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[K_{2*}^{\Delta}\cos\alpha_3 + K_{2**}^{\Delta}(\cos\alpha_4+\cos\alpha_5)\right] - \\
&\quad - \frac{1}{\pi}(N_{2*}^{\Delta}+2N_{2**}^{\Delta})x_k I_d;\\
U_{d1}^{Y} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[K_{1*}^{Y}\cos\alpha_5 + K_{1**}^{Y}(\cos\alpha_3+\cos\alpha_4)\right] - \\
&\quad - \frac{1}{\pi}(N_{1*}^{Y}+2N_{1**}^{Y})x_k I_d;\\
U_{d1}^{Y} &= \frac{\sqrt{3}E_m}{\pi}\left[K_{2*}^{Y}\cos\alpha_4 + K_{2**}^{Y}(\cos\alpha_3+\cos\alpha_5)\right] - \\
&\quad - \frac{1}{\pi}(N_{2*}^{Y}+2N_{2**}^{Y})x_k I_d.
\end{aligned}
\qquad (5,170)
$$

Здесь принято $U_g = 0$.

Из выражений (5, 170) следует, что при $\alpha = \text{const}$ внешние характеристики представляют собой прямые линии. Уменьшаемыми в уравнениях (5, 170) являются выражения, определяющие величину выпрямленного напряжения холостого хода преобразователя. Эти выражения зависят от коэффициентов K, которые в свою очередь являются функциями параметра λ. На рис. 61 показаны зависимости среднего значения выпрямленного напряжения холостого хода выпрямителей с разными схемами соединения обмоток трансформаторов от вида и от электрической удаленности места короткого замыкания (при $\alpha = 0$ и $U_g = 0$). При равных λ и близких коротких замыканиях ($\lambda < 1$) выпрямленные напряжения холостого хода во всех четырех рассмотренных случаях оказываются различными и зависят как от вида короткого замыкания, так и от схем соединения обмоток трансформаторов. При более удаленных коротких замыканиях кривые, построенные на рис. 61 для однофазных коротких замыканий, но для разных схем соединения обмоток трансформаторов, сливаются в одну линию, точно так же сливаются в одну линию и кривые, построенные для двухфазных коротких замыканий. Следовательно, при больших λ и равных α выпрямленное напряжение холостого хода преобразователя зависит от вида короткого замыкания и практически не зависит от схем соединения обмоток трансформаторов преобразователей.

Вычитаемыми в уравнениях (5, 170) являются выражения, показывающие, как изменяется напряжение U_d в зависимости от выпрямленного тока. Эти выражения зависят от коэффициентов N, которые

являются функциями параметров λ и $x_{в*}$. Заметим, что при соответственно одинаковых значениях параметров λ и $x_{в*}$ имеют место равенства:

$$N^{\Delta}_{1*}+2N^{\Delta}_{1**}=N^{Y}_{1*}+2N^{Y}_{1**}=3\left(1-\frac{1}{3}\frac{x_{в*}}{1+\lambda}\right);$$
$$N^{\Delta}_{2*}+2N^{\Delta}_{2**}=N^{Y}_{2*}+2N^{Y}_{2**}=3\left(1-\frac{1}{2}\frac{x_{в*}}{1+\lambda}\right), \qquad (5,171)$$

т. е. в этом случае (при равных x_k и неизменных углах α) наклон внешних характеристик определяется видом короткого замыкания и не зависит от схемы соединения обмоток трансформаторов. Отсюда следует, что в случае $\lambda > 1$—2, при одинаковых видах коротких замыканий и, соответственно, одинаковых параметрах x_k, λ, $x_{в*}$ и одинаковых α, внешние характеристики преобразователей с разными схемами соединения обмоток трансформаторов будут практически одинаковыми, хотя процессы в самих преобразователях (например, напряжения на вентилях, продолжительность коммутации) не будут совпадать.

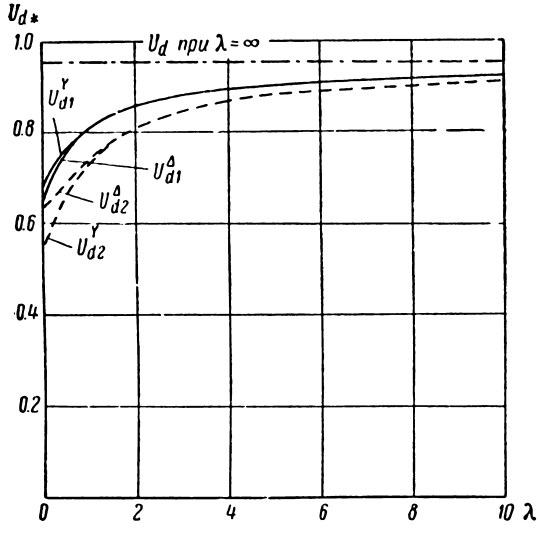


Рис. 61. Зависимости напряжения холостого хода выпрямителей с разными схемами соединения обмоток трансформаторов от электрической удаленности коротких замыканий.

Рассмотрим условия, при которых процессы внутри преобразователей будут идентичными. Из рис. 60 видно, что при коротких замыканиях треугольники векторов линейных напряжений в случаях *3* и *6* являются тупоугольными, а в случаях *4* и *5* эти треугольники остроугольные.

Параметр λ, характеризующий электрическую удаленность места короткого замыкания, отметим индексами, указывающими, к какому виду короткого замыкания и для какой схемы соединения обмоток трансформатора рассматривается короткое замыкание.

Найдем условия, при которых будут равны между собой треугольники векторов линейных напряжений в случаях *3* и *6*.

Треугольники векторов линейных напряжений будут равны, если соответственно будут равны их стороны. Полагая, что эквивалентные э.д.с. равны, приравняем соответствующие коэффициенты (см. табл. 3)

$$K^{Y}_{1**}(\lambda^{Y}_1)=K^{\Delta}_{2**}(\lambda^{\Delta}_2), \quad (K^{Y}_{1*}=K^{\Delta}_{2*}=1).$$

Задаваясь, например, значением λ^{Y}_1 и находя соответствующее ему значение λ^{Δ}_2, при котором удовлетворяется это равенство, можно построить зависимость между этими параметрами. Эта зависимость показана на рис. 62. Аналитически она выражается уравнением прямой линии

$$\lambda^{\Delta}_2=\frac{1}{2}(1+3\lambda^{Y}_1). \qquad (5,172)$$

Условие равенства треугольников векторов линейных напряжений в случаях *4* и *5* описывается аналогичным уравнением

$$\lambda_2^{\Gamma}=\frac{1}{2}(1+3\lambda_1^{\Delta}). \qquad (5,173)$$

Нетрудно убедиться, что при одинаковых значениях параметра $x_{в*}$ условие равенства треугольников векторов линейных напряжений является также условием равенства сопротивлений соответствующих контуров коммутации (становятся численно равными соответствующие коэффициенты N).

Таким образом, если выполнены условия (5,172) и (5,173) и параметры $x_{в*}$ одинаковы, то при равных α и x_k процессы в преобразователях с трансформаторами, обмотки которых соединены по схемам Y/Y или Δ/Y, и работающих при однофазных коротких замыканиях будут протекать аналогично процессам в преобразователях с трансформаторами, обмотки которых соединены соответственно по схемам Δ/Y или Y/Y, но работающих при двухфазных коротких замыканиях. Внешние характеристики при соблюдении этих условий также будут одинаковыми.

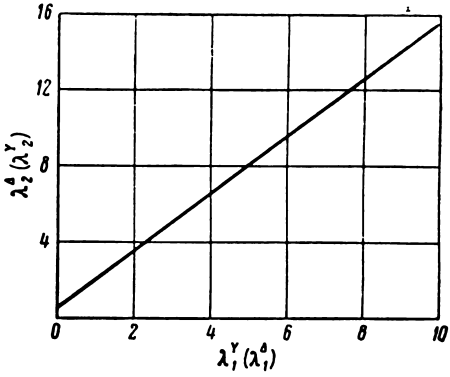


Рис. 62. Зависимости между электрическими удаленностями двухфазных и однофазных коротких замыканий.

Например, кривые токов и напряжений преобразователя с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Y/Y, и работающего при однофазном коротком замыкании с $\lambda=\frac{1}{3}$ ($x_{в*}=0.3$) будут (при той же нагрузке) иметь точно такой же вид, как кривые токов и напряжений преобразователя с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Δ/Y, построенные на рис. 58.

Напомним, что все приведенные выше соотношения и описанные особенности работы преобразователей справедливы для рассмотренных в §§ 24—28 режимов, т. е. для режимов, когда вентили горят группами по два и по три. Кривые токов и напряжений, соответствующие этим режимам, построены на рис. 51 и 58. На рис. 52 и 59, где изображены внешние характеристики преобразователя, этим режимам соответствуют области *1* и *2*, причем в области *2* у некоторых вентилей появляются вынужденные углы зажигания, а в области *1* их нет.

Как отмечалось раньше, семейства внешних характеристик, приведенные на рис. 52 и 59, построены при подаче управляющих импульсов с равными углами α на все вентили, т. е. при нофазном управлении преобразователем. Нофазное управление преобразователем отличается от существующей симметричной системы сеточного управления тем, что моменты подачи управляющих импульсов для каждой пары вентилей, присоединенных к одной фазе, определяются независимо от других вентилей и отсчитываются от моментов перехода через нуль линейных напряжений, приложенных к этим вентилям. При симметричной же системе сеточного управления преобразователем управляющие импульсы подаются на вентили через равные промежутки в 60°.

Проверка уравнений (5,170) внешних характеристик преобразователей, работающих при несимметричных коротких замыканиях в системе

переменного тока, сделана путем сопоставления результатов расчетов, выполненных по этим уравнениям, с результатами, полученными при опытах на модели электропередачи постоянного тока. В большинстве случаев расхождения между результатами расчетов и опытов не превышали 1—2%.

Покажем на примере внешних характеристик, построенных для преобразователя с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Δ/Y и работающего при однофазном коротком замыкании (рис. 52),

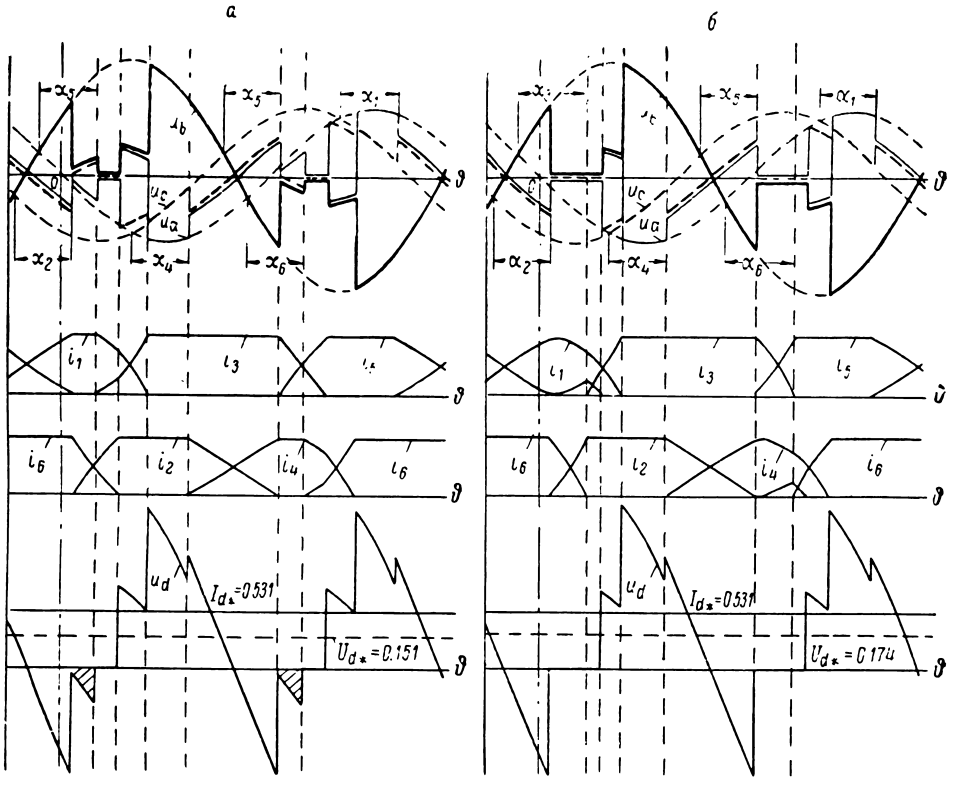


Рис. 63. Кривые токов и напряжений преобразователя при однофазном коротком замыкании в энергосистеме.

а — до затягивания горения вентилей *2* и *5*; *б* — после затягивания их горения.

какие особенности работы преобразователей появляются в других режимах при несимметрии напряжений в системе переменного тока.

Отрезки внешних характеристик, лежащие на рис. 52 в областях *3* и *4*, соответствуют режиму работы преобразователя, при котором на протяжении половины периода один раз одновременно горит по четыре вентиля. В области *3* появляются вынужденные углы зажигания, а в области *4* их нет. Кривые токов и напряжений преобразователя, работающего на границе области *4*, изображены на рис. 63, *а*.

При работе преобразователя в режимах, соответствующих области *5*, на протяжении половины периода дважды одновременно горит по четыре вентиля. Области *6*, *7*, *8* и *9* характеризуются тем, что, как и

в области *5*, на протяжении половины периода дважды горит по четыре вентиля, и, кроме того, при работе преобразователя в режимах, соответствующих этим областям, происходит затягивание горения вентилей *2* и *5*, что вызывает резкое изменение режима работы преобразователя. Рис. 63, *б* дает представление о работе преобразователя в режиме, характерном для области *6*. Режимы работы преобразователя, соответствующие областям *6*, *7*, *8* и *9* отличаются друг от друга незначительно — только моментами погасания отдельных вентилей.

Резкое изменение режима работы преобразователя при переходе из области *4* в области *6*, *7* и *8* вызывает скачкообразное изменение среднего значения выпрямленного напряжения на шинах постоянного тока, сопровождающееся разрывом внешних характеристик. Такие разрывы внешних характеристик видны на рис. 52. Поясним причину появления этих разрывов. На рис. 63, *а* и 63, *б* изображены кривые токов и напряжений, построенные для режимов работы до и после разрыва. Если увеличивать нагрузку преобразователя, работающего при $\alpha = \text{const}$ в режиме, соответствующем области *4* (т. е. до разрыва внешних характеристик), то продолжительность коммутации тока с вентиля *2* на вентиль *4* возрастет настолько, что момент погасания вентиля *2* и момент зажигания очередного вентиля *5* приблизятся один к другому, а межкоммутационный интервал, разделяющий эти моменты, сократится до нуля (рис. 63, *а*). Если к моменту зажигания вентиля *5* ток вентиля *2* еще не достиг нуля (или внутри вентиля еще не закончился процесс деионизации), то после зажигания вентиля *5* преобразователь оказывается в новом состоянии, характеризующемся одновременным горением четырех вентилей. Эквивалентные коммутирующие э.д.с. при горении четырех вентилей и больших α не могут успешно завершить незаконченную ранее коммутацию, и ток вентиля *2* начинает снова возрастать (рис. 63, *б*). Это возрастание продолжается до тех пор, пока не закончится коммутация тока с вентиля *3* на вентиль *5*. На интервале, где одновременно горят четыре вентиля *2*, *3*, *4*, *5*, мгновенное значение выпрямленного напряжения при $x_a = 0$ равно нулю, а при горении трех вентилей *3*, *4* и *5* это напряжение отрицательно (на рис. 63, *а* это напряжение заштриховано). Таким образом, переход от режима работы преобразователя, характерного для области *4*, к режиму работы, характерному для области *6*, приводит к исчезновению интервала с одновременным горением трех вентилей, причем в кривой выпрямленного напряжения на шинах постоянного тока вместо заштрихованного участка с отрицательным напряжением появляется участок, на котором напряжение равно нулю, и в результате среднее значение этого напряжения изменяется скачком, а внешняя характеристика получает разрыв (на рис. 63, *а* и 63, *б* среднее значение выпрямленного напряжения на шинах постоянного тока показано тонкими пунктирными линиями).

Кроме разрывов, сопровождающихся скачкообразным изменением напряжения, внешние характеристики преобразователя, работающего при коротком замыкании в энергосистеме переменного тока, имеют изломы на границах областей разных режимов, и при $x_{s*} \neq 0$ они имеют другой наклон, чем у преобразователя, присоединенного к энергосистеме с симметричной системой напряжения.

Сложность процессов в преобразователях, работающих при несимметричных коротких замыканиях, приводит к тому, что на отдельных интервалах появляются такие сочетания одновременно горящих вентилей, которые не встречаются при нормальной работе преобразователя.

Например, в случае однофазного короткого замыкания при соединении обмоток трансформатора по схеме Δ/Y необходимо рассматривать не три сочетания из одновременно горящих вентилей, как это делается при симметричных напряжениях, а двенадцать таких сочетаний (табл. 5), причем сочетания одновременно горящих вентилей, приведенные в 4-й и 5-й строках табл. 5, при нормальной работе преобразователя не имеют места и появляются здесь как следствие показанных выше затягиваний горения некоторых вентилей.

Рассмотренные выше особенности работы преобразователей имеют место и при других видах коротких замыканий и при другой схеме соединения обмоток трансформатора преобразователя.

Опыт эксплуатации крупных энергетических систем показывает, что наиболее частым видом коротких замыканий в электрических сетях с напряжением выше 100 *кв* являются однофазные короткие замыкания, которые составляют 75—90% от всех коротких замыканий в этих сетях. Проведенный анализ процессов в преобразователях, работающих при однофазных коротких замыканиях в системе переменного тока, показал, что даже при наиболее тяжелых случаях таких замыканий (при $\lambda = 0$) преобразователи способны работать в достаточно широкой области, а выпрямленное напряжение при номинальном токе снижается примерно на 30%.

Таблица 5

Возможные сочетания одновременно горящих вентилей

№№ пп.	По два	По три	По четыре
1	*1, 2*	*1, 2, 3*	*6, 1, 2, 3*
2	*2, 3*	*2, 3, 4*	*1, 2, 3, 4*
3	*3, 4*	*3, 4, 5*	*2, 3, 4, 5*
4		*2, 3, 5*	*1, 2, 3, 5*
5		*2, 4, 5*	

При двухфазных коротких замыканиях область возможной работы преобразователей уменьшается более значительно, однако и случаи таких замыканий встречаются реже.

На рис. 52 сплошной жирной линией показана граница области возможной работы преобразователя при полном однофазном коротком замыкании на шинах преобразовательной подстанции со стороны системы переменного тока (эта линия отмечена знаком $\lambda = 0$), а тонкой сплошной линией показана граница области возможной работы преобразователя при симметричных напряжениях на шинах подстанции (эта линия отмечена знаком $\lambda = \infty$). Таким образом, на этом рисунке показаны границы областей возможной работы преобразователя для предельных случаев $\lambda = 0$ и $\lambda = \infty$. Границы областей возможной работы преобразователя при других значениях λ лежат между границами для этих предельных случаев. На этом же рисунке пунктирной линией показана часть границы области возможной работы преобразователя при $\lambda = 1$. Из рисунка видно, что короткие замыкания при $1 \leqslant \lambda \leqslant \infty$ и при номинальном токе приводят к снижению выпрямленного напряжения не более чем на 15—16%, а короткие замыкания при $0 \leqslant \lambda \leqslant 1$ вызывают снижение напряжения на 15—30% от номинального.

Указанное обстоятельство дает возможность наметить путь уменьшения влияния коротких замыканий на работу преобразователя. Для уменьшения влияния коротких замыканий необходимо, чтобы параметр λ, характеризующий электрическую удаленность места короткого замыкания от шин рассматриваемой преобразовательной подстанции, при любых коротких замыканиях на отходящих линиях был бы, например, не меньше 1. Можно выбрать схему преобразовательной подстанции таким образом, чтобы отходящие от нее линии электропередач,

на которых возможны короткие замыкания, были отделены от преобразователей индуктивностями трансформаторов. Можно предполагать, что короткие замыкания на линиях при этом не будут вызывать значительного снижения выпрямленного напряжения. Если индуктивности трансформаторов недостаточны для обеспечения нужного λ (или схема подстанции не позволяет использовать для этой цели имеющиеся трансформаторы), то целесообразно рассмотреть вопрос о возможности установки на отходящих линиях специальных реакторов, которые позволили бы увеличить λ до приемлемого значения.

Другим мероприятием, повышающим надежность работы преобразователей и расширяющим область их возможной работы, является создание специальной системы сеточного управления, отвечающей условиям работы преобразователей при несимметрии в системе переменного тока.

§ 30. Сравнение двух основных способов управления преобразователями

Внешние характеристики преобразователей и процессы в преобразователях зависят не только от схем соединения обмоток трансформаторов, электрической удаленности и вида короткого замыкания, но и от работы системы сеточного управления. Целесообразно сравнить работу преобразователей при двух основных системах сеточного управления: повентильной или пофазной (для рассматриваемых случаев установившихся коротких замыканий повентильная и пофазная системы дают одинаковые условия работы преобразователей) и системой управления с симметричными импульсами. Пофазная система сеточного управления преобразователем отличается от системы управления с симметричной системой импульсов тем, что моменты подачи управляющих импульсов для каждой пары вентилей, присоединенных к одной фазе, определяются независимо от других вентилей и углы зажигания отсчитываются от моментов перехода через нуль линейных напряжений, приложенных к этим вентилям (при повентильной системе сеточного управления моменты зажигания определяются отдельно для каждого вентиля). При симметричной же системе сеточного управления преобразователем управляющие импульсы подаются на сетки вентилей через равные промежутки в 60°.

В качестве показателей для сравнения двух основных систем сеточного управления рассмотрим внешние характеристики преобразователей при коротких замыканиях в системе переменного тока и получающиеся при этом величины скачков обратного напряжения на погасших вентилях. Величина снижения выпрямленного напряжения и ход внешних характеристик преобразователя при коротких замыканиях определяют влияние преобразователя на процессы в энергосистеме, а большие скачки обратного напряжения на вентилях после погасания ухудшают условия работы вентилей в интервале, когда происходит их деионизация, т. е. они влияют на работу самого преобразователя.

На рис. 64 построены в относительных величинах внешние характеристики преобразователя с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Δ/Y, и при $x_s^* = 0.3$.

Характеристика, отмеченная на рис. 64 цифрой *1*, построена для преобразователя, работающего в выпрямительном режиме при углах зажигания α, примерно равных нулю, и при симметричном напряжении в системе переменного тока. Цифрой *2* отмечена внешняя характери-

стика этого же преобразователя при однофазном коротком замыкании, соответствующем $\lambda = 1.0$, и пофазном управлении преобразователем. Сравнение характеристик *1* и *2* показывает, что при нормальной нагрузке преобразователя $I_{d*} = 0.2$ снижение выпрямленного напряжения равно примерно 17% от его номинального значения до короткого замыкания.

Внешняя характеристика выпрямителя при симметричной системе управления и при несимметрии напряжения, соответствующей тем же условиям, практически совпадает с характеристикой *2*. Действительно, два момента пересечения фазных напряжений при коротком замыкании сдвигаются на углы $\pm\psi_1^{\Delta}$, а третий остается неизменным. Если полагать, что идеальная система симметричных управляющих импульсов при коротком замыкании не изменилась, то на протяжении половины периода два вентиля будут зажигаться с прежними углами α, а третий будет зажигаться с запаздыванием, равным $\psi_1^{\Delta} \approx 9°$. Снижение выпрямленного напряжения, вызванное появлением этого угла запаздывания, практически незаметно. Если управляющие импульсы широкие (порядка 120°) и устройство сеточного управления позволяет отвести их назад на угол ψ_1^{Δ}, то выпрямитель с симметричной системой управления будет работать при одинаковых углах $\alpha = 0$ у всех вентилей, так как импульсы, поданные на сетки вентилей, у которых анодное напряжение еще отрицательно, не вызовут зажигания этих вентилей до тех пор, пока анодные напряжения не станут положительными. Внешняя характеристика выпрямителя с симметричной системой управления при несимметрии трехфазного напряжения в этом случае точно совпадает с характеристикой *2* выпрямителя с пофазным управлением. Скачки напряжения на погасающих вентилях также будут в обоих случаях одинаковыми. Следовательно, пофазное или повентильное управление выпрямителем в рассмотренном случае не имеет существенных преимуществ перед системой управления с симметричными импульсами.

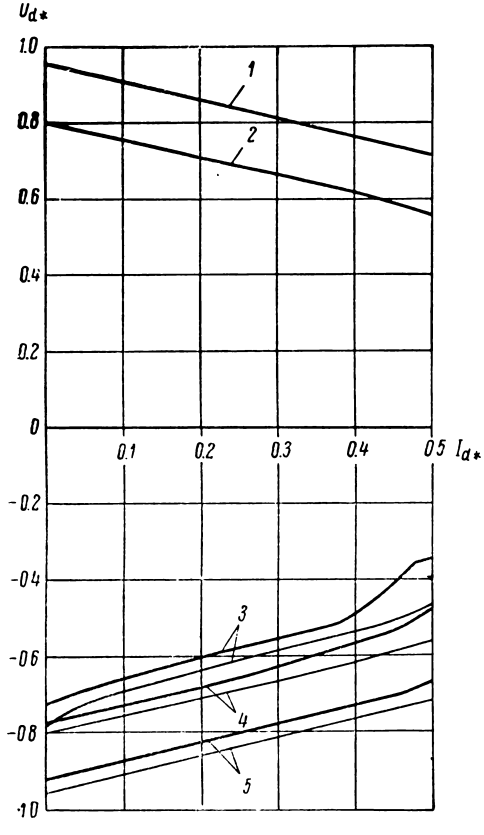


Рис. 64. Внешние характеристики преобразователя при однофазном коротком замыкании в энергосистеме и разных системах управления преобразователя.

Рассмотрим, как влияет система управления на внешние характеристики этого же преобразователя, работающего в инверторном режиме. На рис. 64 цифрой *3* отмечены внешние характеристики инвертора при симметричной системе управляющих импульсов, а цифрой 4 —

при пофазном управлении инвертором, в обоих случаях при несимметрии напряжения в системе переменного тока, соответствующей однофазному короткому замыканию с $\lambda = 1$. Цифрой *5* обозначены характеристики при симметричном напряжении в системе переменного тока. На этом рисунке тонкими линиями показаны характеристики при $\delta = 0$, а толстыми — при $\delta = 15°$.

Сравнение характеристик, построенных для углов погасания $\delta = 15°$, показывает, что при пофазном управлении инвертором снижение выпрямленного напряжения получается меньшим, чем при системе управления с симметричными импульсами. В первом случае снижение напряжения при номинальном токе составляет 18%, а во втором 27%

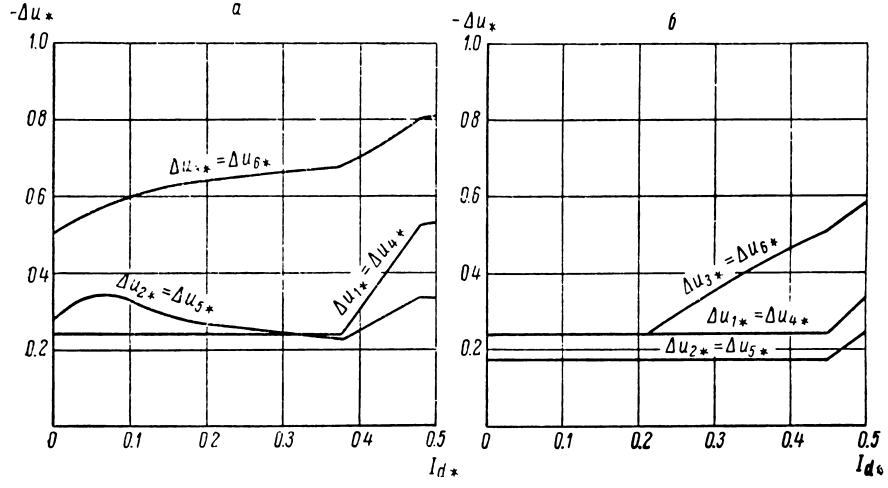


Рис. 65. Зависимость скачков напряжения на погасающих вентилях инвертора при однофазном коротком замыкании в энергосистеме от относительной величины выпрямленного тока I_{d*}.

а — при симметричной системе управляющих импульсов; *б* — при пофазном управлении вентилями преобразователя.

от номинального выпрямленного напряжения на шинах постоянного тока до короткого замыкания. Еще больше становится эта разница при перегрузках преобразователя, соответствующих токам $I_{d*} > 0.4$. Следовательно, в рассматриваемом случае внешние характеристики инвертора при пофазном управлении более благоприятны, чем характеристика при системе управления с симметричными импульсами.

На рис. 65 изображены зависимости скачков обратного напряжения на всех вентилях рассматриваемого инвертора от тока преобразователя. На рис. 65, *а* эти зависимости построены для инвертора с симметричной системой управления, а на рис. 65, *б* — для инвертора с пофазным управлением, в обоих случаях при несимметрии трехфазного напряжения. Эти зависимости имеют сложный вид. С увеличением тока преобразователя скачки напряжения, как правило, увеличиваются даже при регулировании преобразователя с пофазным управлением на поддержание неизменными углов погасания.

Для иллюстрации причин, вызывающих увеличение скачков напряжения при пофазном управлении преобразователем, приведен рис. 66. На рис. 66, *а* изображены синусоиды фазных напряжений на вторичных обмотках ненагруженного трансформатора до короткого

замыкания (тонким пунктиром) и после короткого замыкания (сплошными линиями). Там же показаны углы ψ_1^{Δ}, на которые сместились моменты пересечения фазных напряжений при коротком замыкании и указаны величины интервалов между этими моментами. Границы интервалов снесены пунктирными линиями вниз на диаграмму 66, *б*, на которой построены зависимости от тока углов опережения зажигания $\beta = 180° - \alpha$, углов коммутации γ и углов погасания δ вентилей для каждой коммутации. Из рис. 66 видно, что при токе $I_{d*} < 0.212$ коммутации не влияют друг на друга, а моменты перехода напряжений на погасающих вентилях через нуль в положительном направлении (см. рис. 66, *в*, на котором изображен участок кривой напряжения на вентиле *3*, определяющий угол δ) находятся в интервале горения двух вентилей. Скачки напряжения на вентилях определяются величиной линейных напряжений, приложенных к вентилям в моменты их погасания, и при неизменных углах погасания δ эти скачки также неизменны. На рис. 65, *б* все скачки напряжения на вентилях до значений тока $I_{d*} = 0.212$ остаются неизменными. При токе $I_d = 0.212$ имеет место равенство $\beta_3 = \beta_6 = \frac{\pi}{3} - 2\psi_1^{\Delta}$, т. е. угол β_6 достигает предельной величины, при которой еще нет взаимного влияния одной коммутации на другую, а момент перехода напряжения на погасшем вентиле *3* через нуль и момент зажигания вентиля *6* совпадают (см. рис. 66, *б* и 66, *г*; на последнем рисунке изображен участок кривой напряжения на вентиле *3*, и моменту зажигания вентиля *6* на этой кривой соответствует скачок напряжения, изображенный отрезком вертикальной линии). Дальнейшее увеличение нагрузки сопровождается ростом всех углов β и, в частности, угла β_6. При этом для сохранения неизменным угла погасания у вентиля *3* необходимо увеличивать угол β_5 так, чтобы между моментом погасания вентиля *3* и моментом зажигания вентиля *6* сохранялся интервал, равный δ_3 (рис. 66, *б* и 66, *д*), т. е. коммутация тока с вентиля *4* на вентиль *6* как бы теснит предыдущую коммутацию. Вентиль *3* гаснет теперь раньше и в момент погасания к нему оказывается приложенным большее напряжение. Поэтому кривая, показывающая на рис. 65, *б* зависимость скачков напряжения $\Delta u_{3*} = \Delta u_{6*}$, поднимается вверх. При токе $I_{d*} \geqslant 0.450$ появляется взаимное влияние других коммутаций и начинают возрастать скачки напряжения на других вентилях инвертора.

В случае симметричной системы управления преобразователем угол погасания δ поддерживается номинальным только у одного из вентилей, а другие углы погасания могут оказаться значительно большими номинального. Следовательно, будут бо́льшими и скачки напряжения на этих вентилях (рис. 65, *а*). Изломы кривых, представленных на рис. 65, *а* при токе $I_{d*} = 0.375$, также вызваны появлением взаимного влияния коммутаций.

Сравнение кривых, представленных на рис. 65, *а* и 65, *б*, показывает, что в случае симметричной системы управления преобразователем скачки напряжения в момент погасания вентилей оказываются значительно большими, чем при пофазном управлении этим же преобразователем. Например, при номинальном токе $I_{d*} = 0.2$ в первом случае скачки напряжения на вентилях *3* и *6* будут в 2.7 раза больше, чем скачки напряжения на этих же вентилях при пофазном управлении. Большими оказываются в первом случае и скачки напряжения на других вентилях. Следовательно, и с этой точки зрения

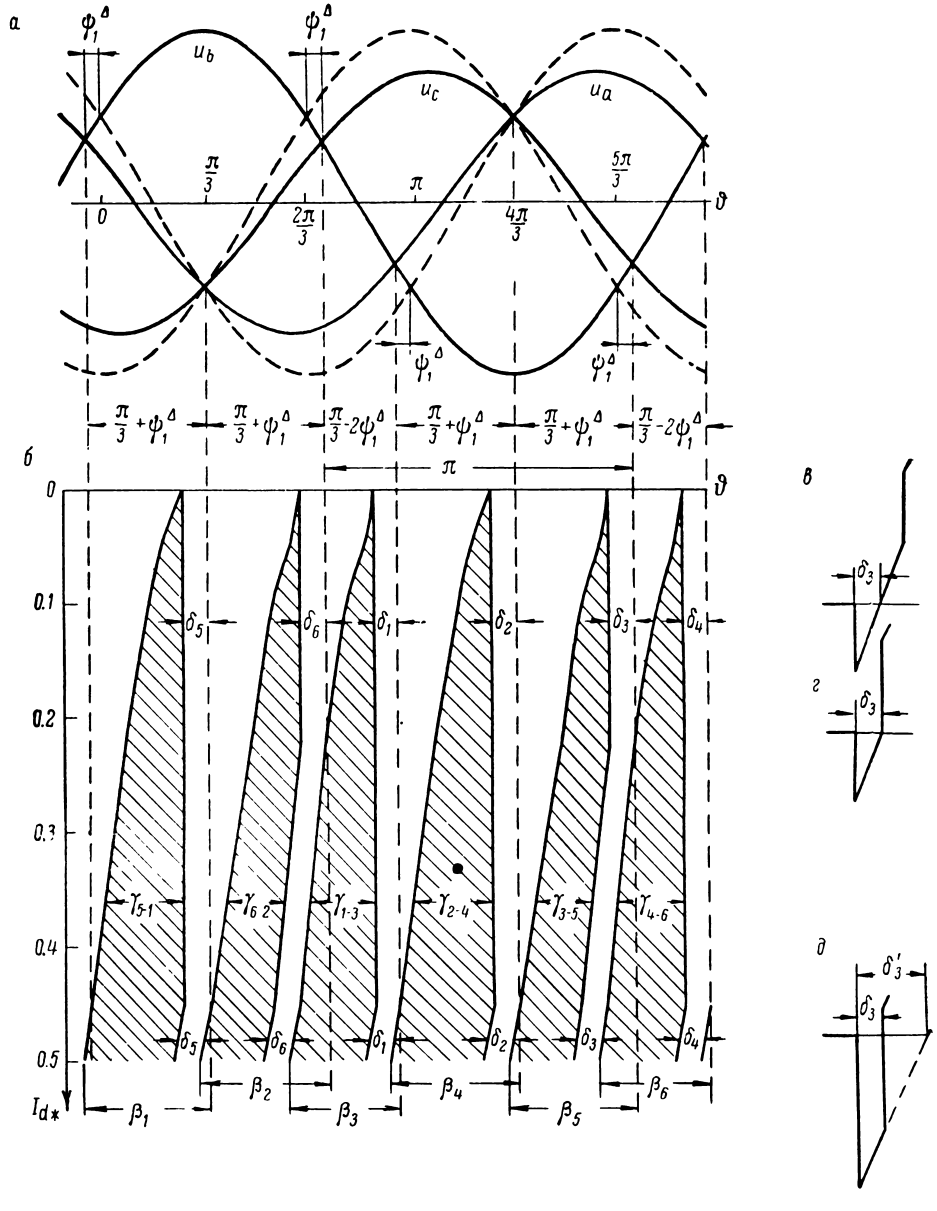


Рис. 66. Зависимости углов δ, γ и β от относительной величины выпрямленного тока I_{d*} преобразователя при однофазном коротком замыкании в энергосистеме.

а — напряжения холостого хода на вторичных обмотках ненагруженного трансформатора; *б* — интервалы коммутации и межкоммутационные интервалы; *в*, *г*, *д* — участок кривой напряжения на погасшем вентиле и углы погасания δ_3, соответствующие разным значениям относительной величины тока I_{d*}.

система пофазного или повентильного управления также дает более благоприятные условия работы инвертора.

В § 29 показано, что точно такие же характеристики и величины скачков напряжения на погасающих вентилях, какие имеет рассмотренный выше преобразователь с соединением обмоток трансформатора по схеме Δ/Y, работающий при однофазном коротком замыкании с $\lambda = 1.0$, будет иметь преобразователь с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Y/Y, работающий при двухфазном коротком замыкании с $\lambda = 2.0$.

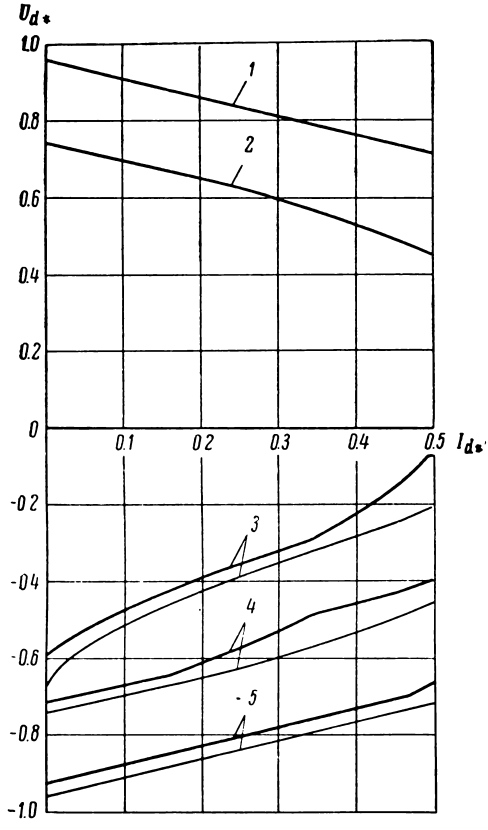


Рис. 67. Внешние характеристики преобразователя при двухфазном коротком замыкании в энергосистеме и разных системах управления преобразователя.

Рассмотрим внешние характеристики и скачки обратного напряжения на вентилях рассматриваемого преобразователя (с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Δ/Y) при двухфазном коротком замыкании с $\lambda = 1$. Такие же характеристики будет иметь преобразователь с трансформатором, обмотки которого соединены по схеме Y/Y при однофазном коротком замыкании с $\lambda = 0.5$.

Цифрой *1* на рис. 67, так же как и на рис. 64, обозначена внешняя характеристика выпрямителя при симметричном напряжении в системе переменного тока; цифрой *2* обозначена характеристика этого же выпрямителя при двухфазном коротком замыкании и пофазном управлении. Характеристика выпрямителя при двухфазном коротком замыкании и при симметричной системе управления почти не отличается от характеристики *2*, и, следовательно, в выпрямительном режиме пофазное управление не дает существенных преимуществ. Цифрой *3* отмечены характеристики инвертора при симметричной, а цифрой *4* при пофазной системах управления, в обоих случаях при двухфазном коротком замыкании в системе переменного тока. Характеристики инвертора при симметричном напряжении в системе переменного тока отмечены цифрой *5*. На рис. 67, так же как на рис. 64, тонкие линии соответствуют $\delta = 0$, а толстые $\delta = 15°$. Сравнение этих характеристик наглядно показывает преимущество пофазного управления инвертором по сравнению с симметричной системой сеточного управления.

На рис. 68 приведены зависимости скачков обратного напряжения на вентилях при работе преобразователя в инверторном режиме и двухфазном коротком замыкании от тока преобразователя, причем на рис. 68, *а* эти зависимости построены для инвертора с симметричной системой управления, а на рис. 68, *б* — для инвертора с пофазным управлением.

Сопоставление этих зависимостей показывает, что вентили преобразователя при пофазном управлении работают в более благоприятных условиях, чем при симметричной системе управления.

Из проведенного выше рассмотрения следует, что при однофазных и двухфазных коротких замыканиях в системе переменного тока инвертор с пофазной системой сеточного управления имеет более благоприятные внешние характеристики и более легкие условия работы вентилей, чем преобразователь с симметричной системой управления. Это обстоятельство

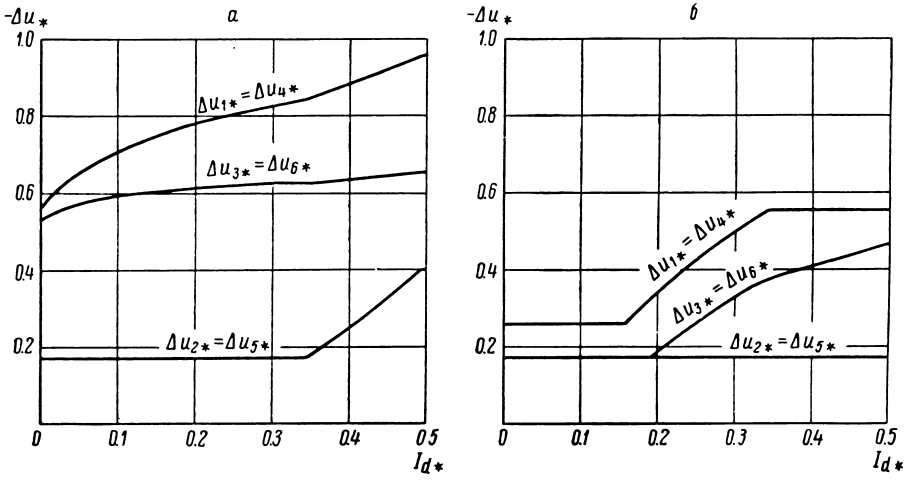


Рис. 68. Зависимости скачков напряжения на погасающих вентилях инвертора при двухфазном коротком замыкании в энергосистеме от относительной величины выпрямленного тока I_{d*}.

а — при симметричной системе управляющих импульсов; *б* — при пофазном управлении вентилями преобразователя.

дает основание для создания пофазной или повентильной системы сеточного управления.

Полученные в данной главе результаты могут быть использованы при рассмотрении ряда других вопросов. Например, большой интерес представляет исследование влияния мощных преобразователей, в частности инверторов, на токи короткого замыкания в системе переменного тока. Токи короткого замыкания слагаются из токов генераторов и преобразователей. Участие инверторов в формировании токов короткого замыкания зависит от величины коммутирующих напряжений, от сопротивлений контуров коммутации и от реакции регулирующих устройств всей передачи постоянного тока на процессы, сопровождающие короткое замыкание. Приведенный выше теоретический анализ может быть использован при решении этой задачи.

Глава VI

ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

§ 31. Кривые токов и напряжений в трехфазной цепи преобразователей

Преобразование электрического тока сопровождается искажением формы кривых токов и напряжений в цепях переменного тока преобразователя и сдвигом фаз между основными гармониками напряжения и тока преобразователя. Сдвиг фаз в управляемых преобразователях определяется не только конечной длительностью процессов коммутации тока, но и задержкой моментов зажигания вентилей сеточным управлением.

При рассмотрении установившихся симметричных режимов работы трехфазного одномостового преобразователя интервал повторяемости процессов составляет 60 электрических градусов. Используя уравнения переменных токов и напряжений в этом интервале во всех трех фазах и учитывая симметрию этих кривых, можно построить кривые токов и напряжений в любой из фаз за весь период переменного тока.

Таблица 6

Выражения переменного тока и напряжения одномостового преобразователя

Начало интервала	Конец интервала	Горят вентили	$i_a(\vartheta)$	$u_A(\vartheta)$
$\alpha+\gamma-\frac{2\pi}{3}$	$\alpha-\frac{\pi}{3}$	*6, 1*	0	$E_m\cos\vartheta$
$\alpha-\frac{\pi}{3}$	$\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}$	*6, 1, 2*	$\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\left[\cos\alpha-\cos\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)\right]$	$E_m\cos\vartheta-\frac{\sqrt{3}E_m x_s}{2x_k}\sin\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)$
$\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}$	α	*1, 2*	I_d	$E_m\cos\vartheta$
α	$\alpha+\gamma$	*1, 2, 3*	I_d	$E_m\cos\vartheta$
$\alpha+\gamma$	$\alpha+\frac{\pi}{3}$	*2, 3*	I_d	$E_m\cos\vartheta$
$\alpha+\frac{\pi}{3}$	$\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}$	*2, 3, 4*	$\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\left[\cos\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)-\cos(\alpha+\gamma)\right]$	$E_m\cos\vartheta+\frac{\sqrt{3}E_m x_s}{2x_k}\sin\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)$

В табл. 6 приведены выражения тока и напряжения в одной из фаз трехфазной цепи одномостового преобразователя без конденсаторов на протяжении половины периода переменного тока.

На рис. 69 построены кривые тока в одной из фаз преобразователя и напряжения на шинах системы переменного тока для выпрямительного и для инверторного режимов работы преобразователя.

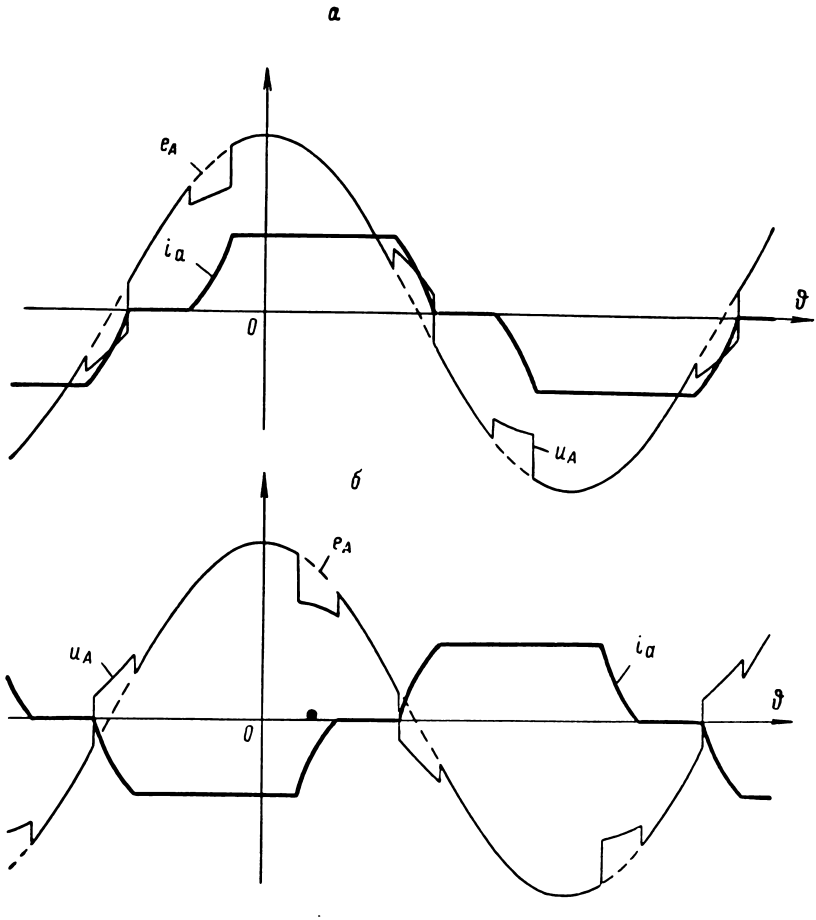


Рис. 69. Кривые э. д. с., напряжения на шинах системы переменного тока и тока в одной из фаз выпрямителя (*а*) и инвертора (*б*).

§ 32. Гармонический анализ токов и напряжений

Разложим на гармонические составляющие кривые тока и напряжения в фазе A преобразователя. Э. д. с. системы переменного тока в этой фазе $e_A = E_m \cos \vartheta$.

В силу симметрии относительно оси абсцисс кривые тока и напряжения в трехфазной цепи преобразователя не содержат ни постоянной составляющей, ни четных гармоник. Поэтому при определении коэффициентов ряда Фурье достаточно выполнить интегрирование за половину периода переменного тока.

Для амплитуд косинусных и синусных составляющих гармоник тока в этом случае получаются следующие выражения коэффициентов ряда Фурье:

$$a_{in} = \frac{2}{\pi} \int\limits_{\alpha+\gamma-\frac{2\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}} i_a(\vartheta) \cos n\vartheta d\vartheta;$$
$$b_{in} = \frac{2}{\pi} \int\limits_{\alpha+\gamma-\frac{2\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}} i_a(\vartheta) \sin n\vartheta d\vartheta. \qquad (6,1)$$

В окончательном виде, после интегрирования и некоторых преобразований, можно получить следующие выражения амплитуд косинусных и синусных составляющих гармоник переменного тока преобразователя без конденсаторов:

$$a_{in} = \frac{2\sqrt{3}E_m}{\pi n x_k} \sin n\frac{\pi}{3}\left[\frac{1}{n+1}\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}\sin(n+1)\psi - \right.$$
$$\left. - \frac{1}{n-1}\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}\sin(n-1)\psi\right];$$
$$b_{in} = \frac{2\sqrt{3}E_m}{\pi n x_k} \sin n\frac{\pi}{3}\left[\frac{1}{n-1}\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}\cos(n-1)\psi - \right. \qquad (6,2)$$
$$\left. - \frac{1}{n+1}\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}\cos(n+1)\psi\right].$$

Здесь $\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}$ и n — порядковый номер гармоники тока.

В частности, амплитуды косинусной и синусной составляющих основной гармоники тока имеют выражения:

$$I_{am1} = a_{i1} = \frac{3E_m}{2\pi x_k} \sin\gamma \sin 2\psi; \qquad (6,3)$$

$$I_{rm1} = b_{i1} = \frac{3E_m}{2\pi x_k}(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi). \qquad (6,4)$$

Косинусная и синусная составляющие основной гармоники переменного тока i_a при выбранной начальной фазе э. д. с. являются соответственно активной и реактивной составляющими основной гармоники тока относительно э. д. с. e_A. Для этих составляющих в формулах (6,3) и (6,4) введены обозначения I_{am1} и I_{rm1}.

Амплитуды гармоник переменного тока преобразователя определяются из выражения

$$I_{mn} = \sqrt{a_{in}^2 + b_{in}^2}, \qquad (6,5)$$

которое после несложных преобразований может быть записано в таком виде:

$$I_{mn} = \frac{2\sqrt{3}E_m}{\pi n x_k}\left|\sin\frac{\pi n}{3}\right|\sqrt{K_{n1} + K_{n2}\sin^2\psi}.$$

Множитель $\left|\sin\frac{\pi n}{3}\right|$ в этом выражении указывает, что при n, кратных трем, $I_{mn} = 0$, т. е. гармоники переменного тока, порядок которых кратен трем, отсутствуют в токе преобразователя. Для всех прочих

нечетных гармоник этот член равен $\frac{\sqrt{3}}{2}$. Поэтому выражение для амплитуды n-ой гармоники переменного тока преобразователя имеет вид

$$I_{mn}=\frac{3E_m}{\pi n x_k}\sqrt{K_{n1}+K_{n2}\sin^2\psi}, \qquad (6,6)$$

где $n=1, 5, 7, 11, 13, 17, 19, \ldots$

Коэффициенты K_{n1} и K_{n2} в формуле (6, 6) являются функциями угла коммутации γ и зависят от порядкового номера гармоники тока. Эти коэффициенты выражаются следующим образом:

$$K_{n1}=\left[\frac{\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}}{n-1}-\frac{\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}}{n+1}\right]^2 \qquad (6,7)$$

и

$$K_{n2}=4\,\frac{\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}}{n-1}\cdot\frac{\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}}{n+1}. \qquad (6,8)$$

Выражение амплитуды основной гармоники переменного тока преобразователя имеет вид

$$I_{m1}=\frac{3E_m}{2\pi x_k}\sqrt{(\gamma-\sin\gamma)^2+4\gamma\sin\gamma\sin^2\psi}. \qquad (6,9)$$

Упростим выражение (6, 9), приняв приближенно $\sin\gamma\approx\gamma-\frac{1}{6}\gamma^3$. Получим

$$I_{m1}\approx\frac{3\gamma E_m}{\pi x_k}\left(1-\frac{\gamma^2}{12}\right)\sin\psi. \qquad (6,10)$$

Выразим амплитуду основной гармоники тока преобразователя и ее составляющие через среднее значение выпрямленного тока, воспользовавшись соотношением

$$I_d=\frac{\sqrt{3}E_m}{x_k}\sin\frac{\gamma}{2}\sin\psi.$$

Одновременно для получения менее громоздких выражений положим, что

$$\gamma-\sin\gamma\approx\frac{1}{6}\gamma^3 \quad \text{и} \quad \operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}\approx\frac{\gamma}{2}+\frac{\gamma^3}{24}.$$

Получим:

$$I_{m1}=\frac{2\sqrt{3}}{\pi}I_d\sqrt{\frac{\frac{\gamma}{2}}{\operatorname{tg}\frac{\gamma}{2}}+\frac{(\gamma-\sin\gamma)^2}{\left(4\sin\frac{\gamma}{2}\sin\psi\right)^2}}\approx\frac{2\sqrt{3}}{\pi}\left(1-\frac{\gamma^2}{24}\right)I_d; \qquad (6,11)$$

$$I_{rm1}\approx\frac{2\sqrt{3}}{\pi}I_d\left(1+\frac{\gamma^2}{12}\,\frac{1}{\sin^2\psi}\right)\cos\frac{\gamma}{2}\sin\psi; \qquad (6,12)$$

$$I_{am1}=\frac{2\sqrt{3}}{\pi}I_d\cos\frac{\gamma}{2}\cos\psi. \qquad (6,13)$$

Тангенс угла ψ_e сдвига фаз между э. д. с. системы переменного тока и основной гармоникой переменного тока преобразователя определяется следующим отношением:

$$\operatorname{tg}\psi_e=\frac{I_{rm1}}{I_{am1}}=\frac{\gamma-\sin\gamma\cos2\psi}{\sin\gamma\sin2\psi}=\left(1+\frac{\gamma-\sin\gamma}{2\sin\gamma\sin^2\psi}\right)\operatorname{tg}\psi. \qquad (6,14)$$

Отсюда находим приближенные выражения для $\operatorname{tg}\psi_e$ и угла ψ_e:

$$\operatorname{tg}\psi_e \approx \left(1+\frac{\gamma^2}{12}\cdot\frac{1}{\sin^2\psi}\right)\operatorname{tg}\psi \approx \operatorname{tg}\psi; \qquad (6,15)$$

$$\psi_e \approx \psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}. \qquad (6,16)$$

Относительные погрешности упрощенной формулы (6, 11) даны на рис. 70 в виде зависимостей от угла коммутации γ для разных углов $\alpha = \text{const}$. Погрешности этой формулы весьма незначительны.

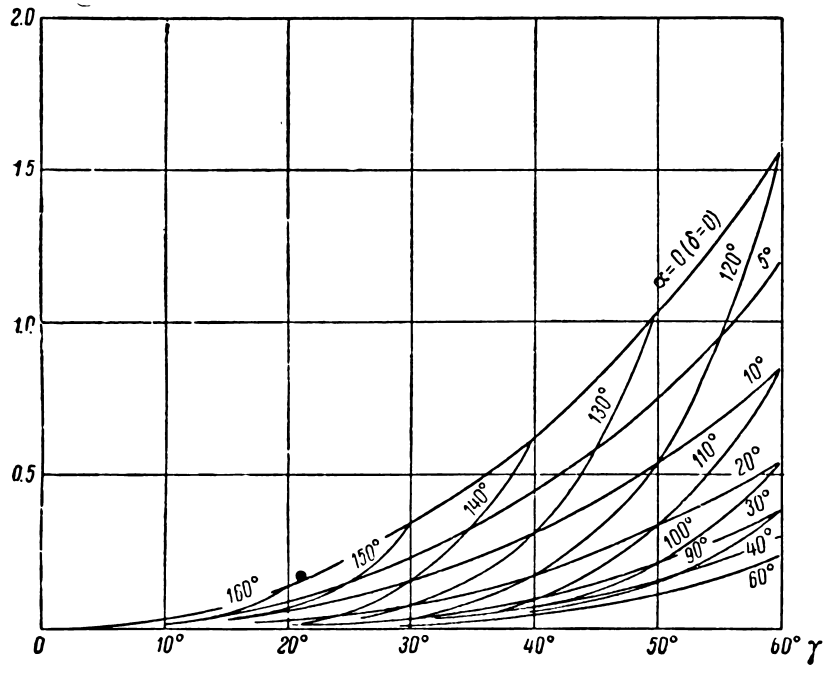


Рис. 70. Относительные погрешности δI_{m1} упрощенной формулы

$$I_{m1} = \frac{2\sqrt{3}}{\pi}\left(1-\frac{\gamma^2}{24}\right) I_d.$$

На рис. 71 даны поправки $\Delta\psi = \psi_e - \psi$ к приближенному выражению $\psi_e \approx \alpha + \frac{\gamma}{2}$ для угла сдвига фаз между э. д. с. системы переменного тока и основной гармоникой переменного тока преобразователя.

Перейдем к разложению на гармонические составляющие напряжения на шинах переменного тока преобразователя. Как видно из кривых на рис. 69 и из выражений для этого напряжения, данных в табл. 6, в фазе A, как и в других фазах, напряжение, кроме э. д. с. системы переменного тока, содержит также вторую составляющую — падение напряжения, создаваемое в интервале коммутации током преобразователя в индуктивном сопротивлении x_s системы переменного тока, которое вычитается из э. д. с. При выбранном выше начале отсчета времени э. д. с. e_A имеет только косинусоидальную составляющую основной частоты с амплитудой, равной E_m. Поэтому для определения гар-

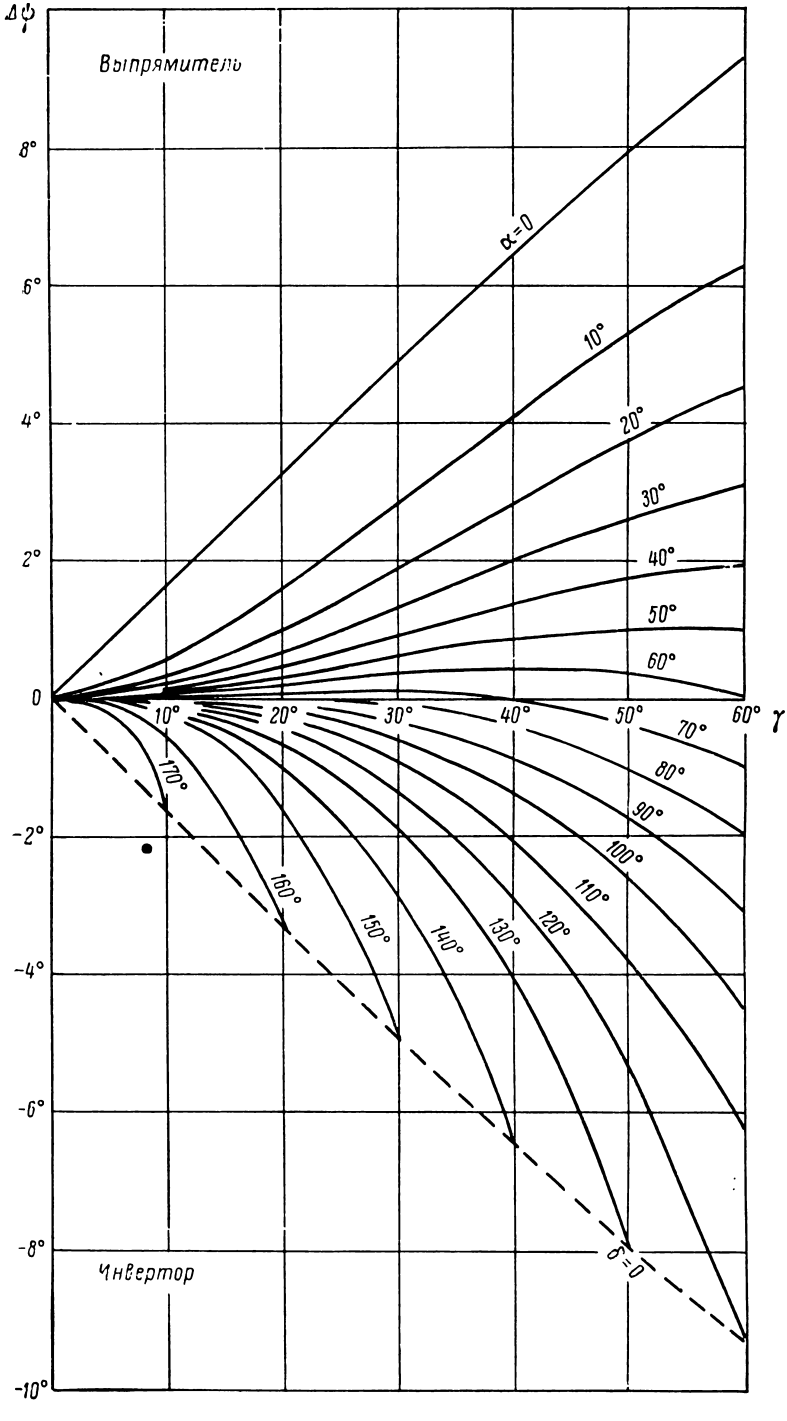


Рис. 71. Поправки $\Delta\psi = \psi_e - \psi$ к приближенному выражению $\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}$ **угла сдвига** фаз э. д. с. и основной гармоники тока преобразователя.

моник кривой напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока в фазе A достаточно разложить на гармоники только вторую составляющую — падение напряжения — и затем учесть, что основная гармоника этого напряжения содержит также косинусную составляющую с амплитудой E_m.

Имеем:

$$a_{un}=\frac{2}{\pi}\int\limits_{\alpha+\gamma-\frac{2\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}}\Delta u_A(\vartheta)\cos n\vartheta d\vartheta$$

и

$$b_{un}=\frac{2}{\pi}\int\limits_{\alpha+\gamma-\frac{2\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}}\Delta u_A(\vartheta)\sin n\vartheta d\vartheta \qquad (6,17)$$

или окончательно:

$$a_{un}=\frac{2\sqrt{3}E_m x_s}{\pi x_k}\sin n\frac{\pi}{3}\left[\frac{1}{n-1}\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}\cos(n-1)\psi-\right.$$
$$\left.-\frac{1}{n+1}\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}\cos(n+1)\psi\right];$$
$$b_{un}=\frac{2\sqrt{3}E_m x_s}{\pi x_k}\sin n\frac{\pi}{3}\left[\frac{1}{n-1}\sin(n-1)\frac{\gamma}{2}\sin(n-1)\psi-\right. \qquad (6,18)$$
$$\left.-\frac{1}{n+1}\sin(n+1)\frac{\gamma}{2}\sin(n+1)\psi\right].$$

Амплитуды гармоник падения напряжения на эквивалентном индуктивном сопротивлении системы переменного тока определяются из выражения

$$\Delta U_{mn}=\sqrt{a_{un}^2+b_{un}^2},$$

которое в данном случае имеет вид

$$\Delta U_{mn}=\frac{2\sqrt{3}E_m x_s}{\pi x_k}\left|\sin n\frac{\pi}{3}\right|\sqrt{K_{n1}+K_{n2}\sin^2\psi}.$$

Коэффициенты K_{n1} и K_{n2} в этой формуле те же, что и в формуле (6, 6), и определяются, соответственно, выражениями (6, 7) и (6, 8).

Гармоники, порядковый номер которых кратен трем, отсутствуют, а для всех прочих нечетных гармоник множитель $\left|\sin n\frac{\pi}{3}\right|$ равен $\frac{\sqrt{3}}{2}$. Учитывая это, перепишем формулу для определения амплитуд гармоник падения напряжения на индуктивном сопротивлении системы переменного тока в виде

$$\Delta U_{mn}=\frac{3E_m x_s}{\pi x_k}\sqrt{K_{n1}+K_{n2}\sin^2\psi}, \qquad (6,19)$$

где $n=1,\ 5,\ 7,\ 11,\ 13,\ 17,\ 19,\ \ldots$

Амплитуда косинусной составляющей основной гармоники фазного напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока имеет вид

$$U'_{m1}=E_m-a_{un1}=E_m-\frac{3E_m x_s}{2\pi x_k}(\gamma-\sin\gamma\cos 2\psi). \qquad (6,20)$$

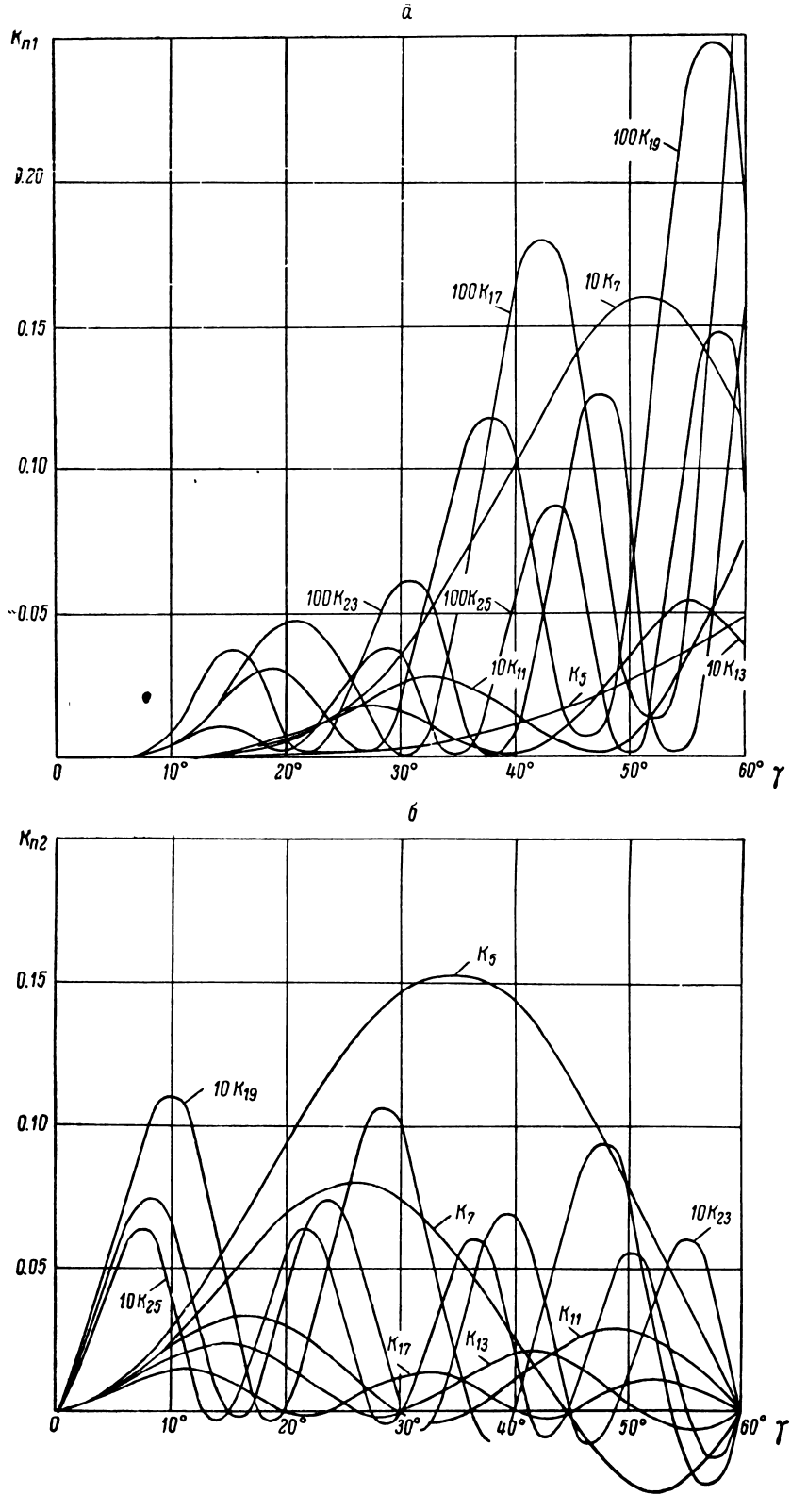


Рис. 72. Зависимости коэффициентов K_{n1} и K_{n2} от угла коммутации γ.
а — $K_{n1} = f(\gamma)$; б — $K_{n2} = f(\gamma)$.

Выражение амплитуды синусной составляющей основной гармоники этого напряжения имеет вид

$$U''_{m1} = \frac{3E_m x_s}{2\pi x_k} \sin\gamma \sin 2\psi. \qquad (6,21)$$

Тангенс угла θ_s сдвига фаз между э. д. с. системы переменного тока и основной гармоникой напряжения на шинах преобразователя определяется следующим выражением:

$$\operatorname{tg}\theta_s = \frac{U''_{m1}}{U'_{m1}} = \frac{\bar{x}_s \sin\gamma \sin 2\psi}{1 - \bar{x}_s(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi)}. \qquad (6,22)$$

Здесь для упрощения записи введено обозначение

$$\bar{x}_s = \frac{3x_s}{2\pi x_k}.$$

Амплитуду основной гармоники фазного напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока можно выразить следующим образом:

$$U_{m1} = E_m v, \qquad (6,23)$$

где

$$v = \sqrt{1 - 2\bar{x}_s(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) + \bar{x}_s^2[(\gamma - \sin\gamma)^2 + 4\gamma\sin\gamma\sin^2\psi]}. \qquad (6,24)$$

Это выражение можно преобразовать также к виду

$$v = \sqrt{1 - 2\bar{x}_s(1 - \gamma\bar{x}_s)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) - \bar{x}_s^2(\gamma^2 - \sin^2\gamma)}. \qquad (6,24')$$

Полагая приближенно $\sin\gamma \approx \gamma$, можно получить упрощенное выражение для амплитуды основной гармоники фазного напряжения на шинах преобразователя

$$U_{m1} \approx E_m \sqrt{1 - 4\gamma\bar{x}_s(1 - \gamma\bar{x}_s)\sin^2\psi}. \qquad (6,25)$$

Формулу (6,25) можно еще более упростить в случаях, когда $\gamma\bar{x}_s \ll 1$. Тогда получим

$$U_{m1} \approx E_m \sqrt{1 - 4\gamma\bar{x}_s\sin^2\psi}. \qquad (6,25')$$

Амплитуды высших гармоник напряжения на шинах системы переменного тока преобразователя полностью определяются амплитудами высших гармоник падения напряжения на эквивалентной индуктивности системы переменного тока.

Коэффициенты K_{n1} и K_{n2}, входящие в формулы (6,6) и (6,19), не зависят от угла зажигания α вентилей преобразователя и являются функциями только угла коммутации γ и порядкового номера гармоники. Вычисленные по формулам (6,7) и (6,8) зависимости этих коэффициентов от угла коммутации γ для гармоник порядка $n = 5, 7, 11, 13, 17, 19, 23$ и 25 изображены на рис. 72, *а* и *б*. Кривые показывают, что с изменением угла коммутации γ коэффициенты K_{n1} и K_{n2}, а вследствие этого и амплитуды высших гармоник тока и напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока, меняются по величине. На рис. 73 даны зависимости амплитуд высших гармоник переменного тока одномостового преобразователя от величины относительного значения выпрямленного тока I_{d*} для двух зна-

чений угла зажигания (погасания) вентилей. Амплитуды высших гармоник тока даны в долях амплитуды основной гармоники тока. Кривые показывают, что амплитуды высших гармоник переменного тока зависят не только от нагрузки преобразователя, но также от углов зажигания выпрямителя или от углов погасания инвертора.

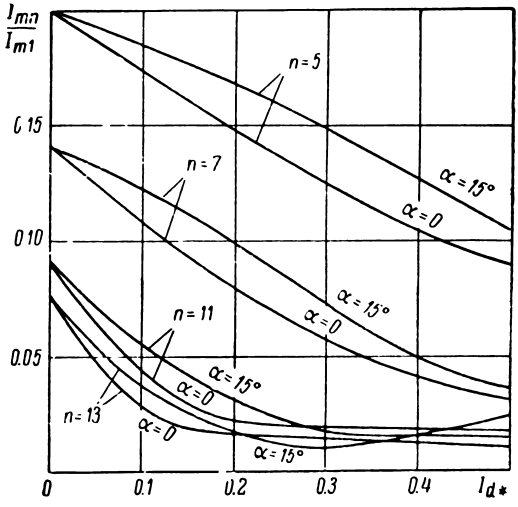


Рис. 73. Зависимость относительных величин высших гармоник переменного тока одномостового преобразователя от относительной величины выпрямленного тока.

Произведенный гармонический анализ тока и напряжения в трехфазной цепи одномостового преобразователя можно распространить на нормальные режимы работы двухмостового преобразователя, когда угол коммутации $\gamma \leqslant 30°$. В суммарном переменном токе двухмостового преобразователя удваиваются гармоники тока с порядковыми номерами $n = 1, 11, 13, 23, 25, \ldots$ и взаимно компенсируются высшие гармоники тока с порядковыми номерами $n = 5, 7, 17, 19, \ldots$ Эти высшие гармоники отсутствуют также в напряжении на шинах двухмостового преобразователя со стороны энергосистемы.

§ 33. Действующие значения тока и напряжения на шинах преобразователя со стороны энергосистемы

Кривые токов и напряжений в трехфазной цепи преобразователя симметричны относительно оси абсцисс. Поэтому для определения действующих значений достаточно выполнить интегрирование только за половину периода переменного тока.

Действующее значение переменного тока преобразователя определяется по формуле

$$I = \sqrt{\frac{1}{\pi}\int_0^{\pi} i_a^2(\vartheta)\, d\vartheta}. \qquad (6,26)$$

Выполнив интегрирование по участкам, соответствующим указанным в табл. 6 интервалам, получим для квадрата действующего значения тока следующее выражение, содержащее три слагаемых:

$$I^2 = \frac{1}{\pi}\left\{ I_d^2\left(\frac{2\pi}{3} - \gamma\right) + \left(\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\right)^2 \int_{\alpha-\frac{\pi}{3}}^{\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}} \left[\cos\left(\vartheta + \frac{\pi}{3}\right) - \cos\alpha\right]^2 d\vartheta + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\right)^2 \int_{\alpha+\frac{\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}} \left[\cos\left(\vartheta - \frac{\pi}{3}\right) - \cos(\alpha+\gamma)\right]^2 d\vartheta \right\}.$$

Заменив переменные и пределы интегрирования и объединив два последних слагаемых, получим

$$I^2=\frac{1}{\pi}\left[I_d^2\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+\left(\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\right)^2\int_{\alpha}^{\alpha+\gamma}\{(\cos\vartheta-\cos\alpha)^2+\right.$$

$$\left.+[\cos\vartheta-\cos(\alpha+\gamma)]^2\}\,d\vartheta\right]=\frac{1}{\pi}\left[I_d^2\left(\frac{2\pi}{3}-\gamma\right)+\right.$$

$$+\left(\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}\right)^2\int_{\alpha}^{\alpha+\gamma}\{2\cos^2\vartheta-2\cos\vartheta[\cos\alpha+\cos(\alpha+\gamma)]+$$

$$\left.+[\cos^2\alpha+\cos^2(\alpha+\gamma)]\}\,d\vartheta\right].$$

Выполнив интегрирование и заменив $\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}$ его выражением через выпрямленный ток

$$\frac{\sqrt{3}E_m}{2x_k}=\frac{I_d}{\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)},$$

получим после некоторых преобразований выражение

$$I^2=\frac{2}{3}I_d^2\left\{1-\frac{3\gamma}{2\pi}+\right.$$

$$\left.+\frac{3}{2\pi}\,\frac{\gamma+\sin\gamma\cos(2\alpha+\gamma)-2\sin\gamma[1+\cos(2\alpha+\gamma)]+\gamma[\cos^2\alpha+\cos^2(\alpha+\gamma)]}{[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)]^2}\right\},$$

которое можно преобразовать к виду

$$I=\sqrt{\frac{2}{3}}I_d\sqrt{1-\frac{3}{2\pi}\cdot\frac{[2+\cos(2\alpha+\gamma)]\sin\gamma-\gamma[1-2\cos\alpha\cos(\alpha+\gamma)]}{[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)]^2}}. \quad (6,27)$$

Упростим выражение (6, 27). С этой целью преобразуем его к виду

$$I=\sqrt{\frac{2}{3}}I_d\sqrt{1-\frac{3}{2\pi}\left[\frac{\gamma-\sin\gamma}{2\sin^2\frac{\gamma}{2}}+\frac{2\gamma\sin^2\frac{\gamma}{2}-3(\gamma-\sin\gamma)}{\left(2\sin\frac{\gamma}{2}\sin\psi\right)^2}\right]}. \quad (6,27')$$

Приняв следующие приближения:

$$\sin\frac{\gamma}{2}\approx\frac{\gamma}{2}\quad\text{и}\quad\sin\gamma\approx\gamma-\frac{1}{6}\gamma^3,$$

получим окончательно простое выражение для действующего значения переменного тока трехфазного мостового преобразователя

$$I=\sqrt{\frac{2}{3}}I_d\sqrt{1-\frac{\gamma}{2\pi}}\approx\sqrt{\frac{2}{3}}\left(1-\frac{\gamma}{4\pi}\right)I_d. \quad (6,28)$$

Относительные погрешности последней формулы по сравнению с точным выражением (6, 27) даны на рис. 74 в виде зависимостей от угла коммутации γ для разных углов $\alpha=\text{const}$. Погрешности формулы (6, 28) весьма малы.

Действующее значение фазного напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока можно определить не-

посредственно по формуле, подобной формуле (6, 26), но проще использовать следующую формулу:

$$U=\sqrt{\frac{1}{2}(U_{m1}^2+U_{m5}^2+U_{m7}^2+U_{m11}^2+U_{m13}^2+\dots)} \qquad (6,29)$$

и результаты гармонического анализа кривой напряжения на шинах преобразователя.

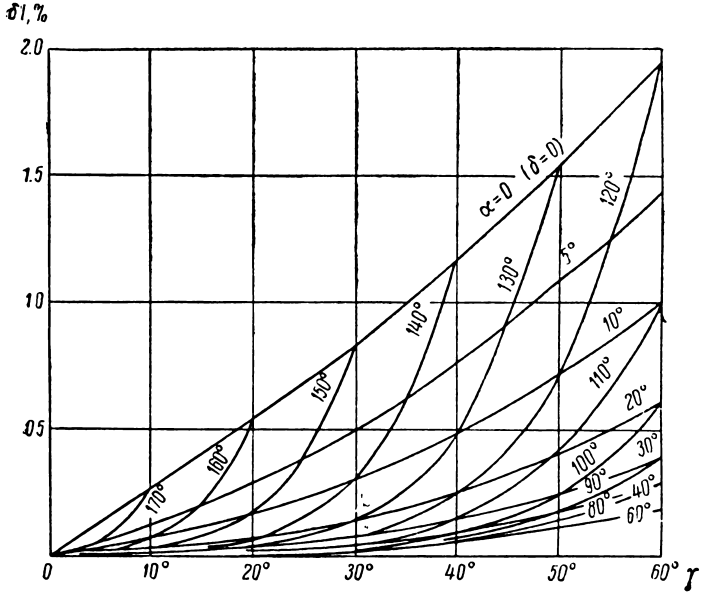


Рис. 74. Относительные погрешности δI упрощенной формулы $I=\sqrt{\frac{2}{3}}\left(1-\frac{\gamma}{4\pi}\right)I_d$.

В формуле (6, 29) квадрат амплитуды основной гармоники напряжения на шинах преобразователя равен

$$U_{m1}^2=E_m^2-2\bar{x}_s E_m^2(\gamma-\sin\gamma\cos 2\psi)+$$
$$+\bar{x}_s^2 E_m^2[(\gamma-\sin\gamma)^2+4\gamma\sin\gamma\sin^2\psi],$$

причем

$$\bar{x}_s^2 E_m^2[(\gamma-\sin\gamma)^2+4\gamma\sin\gamma\sin^2\psi]=\Delta U_{m1}^2,$$

а

$$U_{m5}^2+U_{m7}^2+U_{m11}^2+U_{m13}^2+\dots=\sum_{n=5}^{\infty}\Delta U_{mn}^2,$$

где $n=5,\ 7,\ 11,\ 13,\ \dots$

Поэтому действующее значение напряжения на шинах преобразователя можно определить из выражения

$$U=\sqrt{\frac{1}{2}[E_m^2-2\bar{x}_s E_m^2(\gamma-\sin\gamma\cos 2\psi)]+\Delta U^2}, \qquad (6,29')$$

в котором ΔU — действующее значение падения напряжения на эквивалентной индуктивности системы переменного тока

$$\Delta U = \sqrt{\frac{1}{2}\sum_{n=1}^{\infty}\Delta U_{mn}^2},$$

где $n = 1, 5, 7, 11, 13, \ldots$

Действующее значение падения напряжения определяется непосредственным интегрированием на двух интервалах коммутации

$$\Delta U^2 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{\sqrt{3}E_m x_s}{2x_k}\right)^2\left[\int_{\alpha-\frac{\pi}{3}}^{\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}}\sin^2\left(\vartheta+\frac{\pi}{3}\right)d\vartheta + \int_{\alpha+\frac{\pi}{3}}^{\alpha+\gamma+\frac{\pi}{3}}\sin^2\left(\vartheta-\frac{\pi}{3}\right)d\vartheta\right] =$$

$$= \frac{\pi}{3}x_s^2E_m^2\left[2\int_{\alpha}^{\alpha+\gamma}\sin^2\vartheta d\vartheta\right] = \frac{\pi}{3}x_s^2E_m^2(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi).$$

Подставляя найденное выражение ΔU^2 в (6, 29′), получим окончательно следующее выражение для действующего значения фазного напряжения на шинах преобразователя

$$U = \frac{1}{\sqrt{2}}E_m v_{\text{эф.}}, \tag{6, 30}$$

где

$$v_{\text{эф.}} = \sqrt{1 - 2x_s\left(1 - \frac{\pi}{3}x_s\right)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi)}. \tag{6, 31}$$

Положив в этом выражении $\sin\gamma \approx \gamma$, можно получить следующее упрощенное выражение для действующего значения фазного напряжения на шинах преобразователя

$$U = \frac{E_m}{\sqrt{2}}\sqrt{1 - 4\gamma x_s\left(1 - \frac{\pi}{3}x_s\right)\sin^2\psi}. \tag{6, 32}$$

Погрешности последней формулы зависят от соотношения индуктивностей x_s и x_k. В случае, когда $\frac{x_s}{x_k} = 0.25$, относительная погрешность формулы (6, 32) при угле $\gamma = 30^\circ$ не превосходит 0.5%. Наибольшая погрешность в этом случае будет при угле коммутации $\gamma = 60^\circ$, тогда она достигает 1% при угле зажигания $\alpha = 0$ и -3% при угле зажигания $\alpha = 60^\circ$. При меньших величинах отношения $\frac{x_s}{x_k}$ погрешности формулы (6, 32) еще меньше.

§ 34. Активная и реактивная мощность преобразователя

При принятых допущениях активные мощности преобразователя на стороне постоянного тока и на стороне переменного тока равны, поскольку мы пренебрегаем активными сопротивлениями трехфазной цепи и потерями энергии в преобразовательной установке. Имеем

$$P = U_d I_d = \frac{3}{2}E_m I_{am1} = \frac{9E_m^2}{4\pi x_k}\sin\gamma\sin 2\psi. \tag{6, 33}$$

Реактивная мощность преобразователя в точке приложения эквивалентных э. д. с. переменного тока равна

$$Q_e = \frac{3}{2} E_m I_{rm1} = \frac{9E_m^2}{4\pi x_k} (\gamma - \sin\gamma \cos 2\psi). \qquad (6, 34)$$

Для реактивной мощности Q_e можно получить также следующее приближенное выражение:

$$Q_e \approx \frac{9E_m^2}{2\pi x_k} \sin\gamma \sin^2\psi \left(1 + \frac{\gamma^2}{12} \frac{1}{\sin^2\psi}\right) \approx \frac{9\gamma E_m^2}{2\pi x_k} \sin^2\psi. \qquad (6, 35)$$

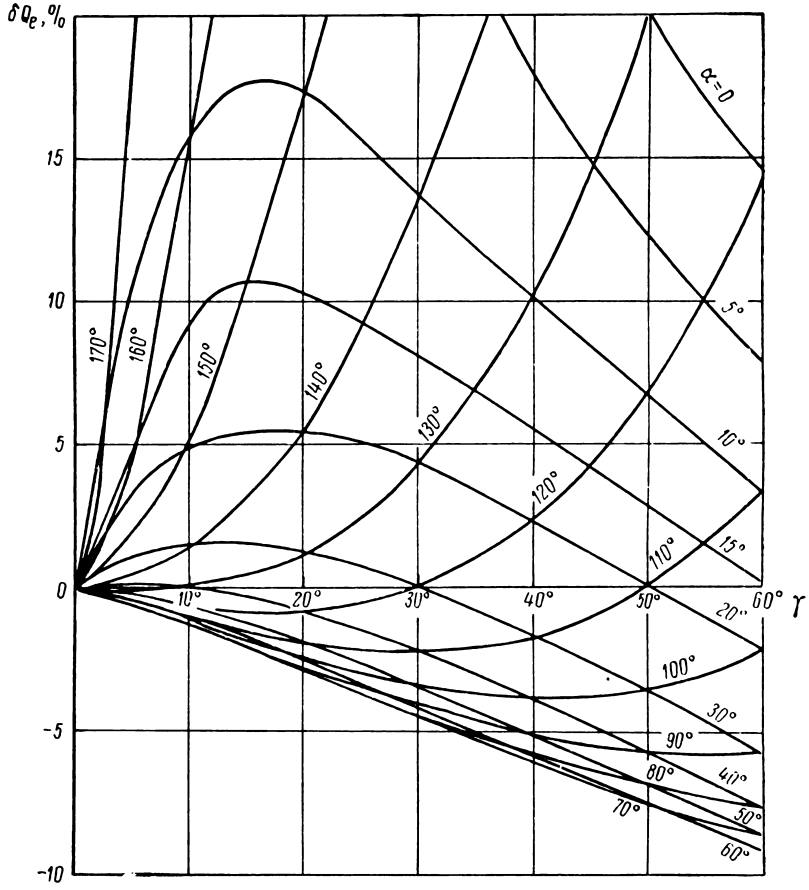


Рис. 75. Относительные погрешности δQ_e приближенной формулы

$$Q_e = \frac{9\gamma E_m^2}{2\pi x_k} \sin^2\psi.$$

Однако приближенная формула для реактивной мощности, как это показано на рис. 75, дает бо́льшие погрешности, нежели приближенные формулы для действующих значений и основных гармоник тока и напряжения.

Реактивная мощность по первой гармонике имеет разные значения вдоль цепи переменного тока преобразователя, уменьшаясь на вели-

чину мощности ΔQ в индуктивных сопротивлениях по мере удаления от эквивалентных э. д. с. системы переменного тока.

В частности, реактивная мощность в индуктивном сопротивлении x_s системы переменного тока

$$\Delta Q_s = \frac{3}{2} x_s I_{m1}^2 = \frac{27 x_s E_m^2}{8\pi^2 x_k^2} [(\gamma - \sin\gamma)^2 + 4\gamma \sin\gamma \sin^2\psi] =$$

$$= \frac{9E_m^2 \bar{x}_s}{4\pi x_k} [2\gamma(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) - (\gamma^2 - \sin^2\gamma)]. \qquad (6,36)$$

Реактивная мощность на шинах преобразователя со стороны переменного тока равна

$$Q = Q_e - \Delta Q_s = \frac{9E_m^2}{4\pi x_k} [(1 - 2\gamma\bar{x}_s)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) + \bar{x}_s(\gamma^2 - \sin^2\gamma)]. \qquad (6,37)$$

Реактивная мощность Q_R преобразовательного моста, за вычетом реактивной мощности ΔQ_R в эквивалентном индуктивном сопротивлении $x_R = x_s + x_T$, равна

$$Q_R = Q_e - \Delta Q_R = Q_e - \frac{3}{2} x_R I_{m1}^2. \qquad (6,38)$$

В случае, когда в ветвях преобразовательного моста нет анодных реакторов, эквивалентное индуктивное сопротивление x_k контура коммутации на фазу равно x_R. В этом случае имеем

$$Q_R = \frac{9E_m^2}{4\pi x_R} \left[\left(1 - \frac{3\gamma}{\pi}\right)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) + \frac{3}{2\pi}(\gamma^2 - \sin^2\gamma)\right]. \qquad (6,38')$$

На рис. 76 построены зависимости относительной величины активной мощности P_* (т. е. активной мощности, выраженной в долях базисной мощности $P_б = \frac{3E_m^2}{2x_k}$) от относительного значения тока $I_{d*} = \frac{2x_k I_d}{\sqrt{3}E_m}$ для различных углов зажигания $\alpha = \text{const}$. Изменение знака мощности P_* указывает на изменение направления передачи энергии. Поэтому ось $P_* = 0$ на рис. 76 разграничивает области выпрямительного и инверторного режимов преобразователя. Верхняя полуплоскость соответствует выпрямительному, а нижняя полуплоскость инверторному режиму. Тонким пунктиром на рисунке нанесены линии $\gamma = \text{const}$.

На рис. 77 изображены аналогичные зависимости относительной величины реактивной мощности Q_{R*} преобразовательного моста при отсутствии анодных реакторов от относительного значения тока I_{d*}. В качестве базисной здесь также выбрана мощность $P_б = \frac{3E_m^2}{2x_k}$. Тонким пунктиром нанесены линии $\gamma = \text{const}$. Реактивная мощность преобразователя при отсутствии конденсаторов в его главной цепи не меняет знака при любых углах зажигания. Ионный преобразователь без конденсаторов в главной цепи потребляет реактивную мощность из системы переменного тока как в выпрямительном, так и в инверторном режиме его работы.

Используя формулу (6, 23), в выражения активной и реактивной мощности (6, 33) и (6, 37) можно вместо амплитуды эквивалентной

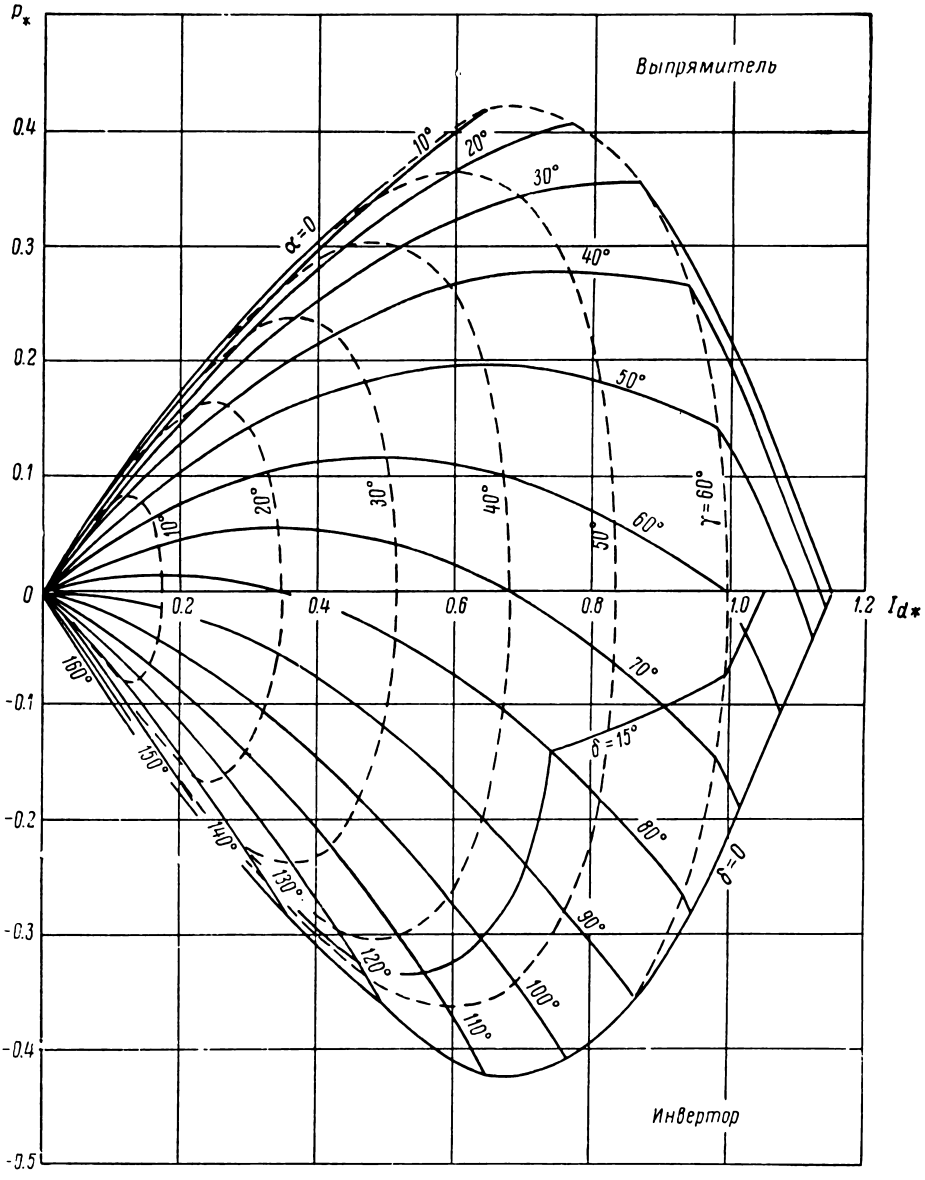


Рис. 76. Зависимости относительной величины активной мощности преобразователя от относительной величины выпрямленного тока.

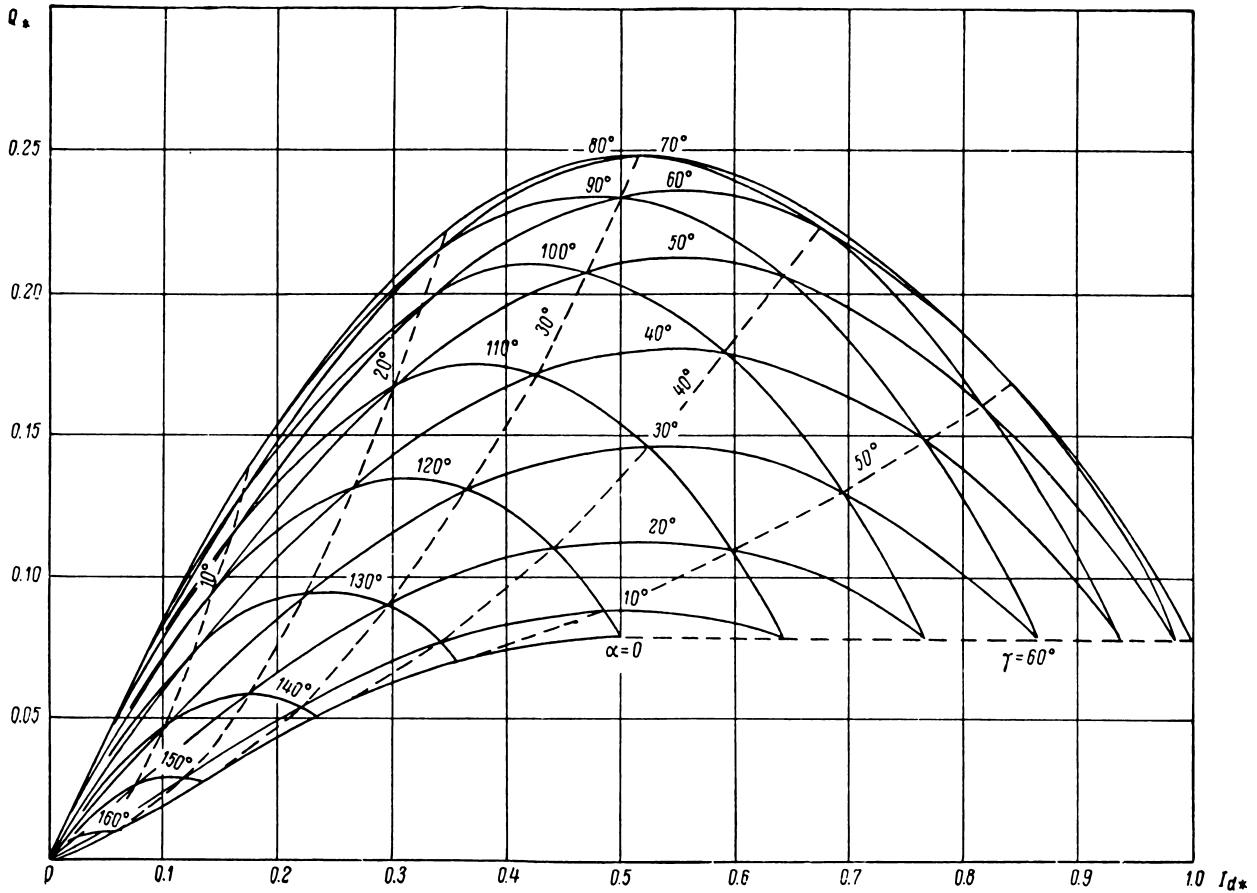


Рис. 77. Зависимости относительной величины реактивной мощности преобразовательного моста от относительной величины выпрямленного тока.

э. д. с. E_m ввести амплитуду основной гармоники напряжения на шинах преобразователя. Тогда для активной и реактивной мощности преобразователя на шинах системы переменного тока получим:

$$P = \frac{9U_{m1}^2}{4\pi x_k v^2} \sin\gamma \sin 2\psi; \tag{6,39}$$

$$Q = \frac{9U_{m1}^2}{4\pi x_k v^2} [(1 - 2\gamma\bar{x}_s)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) + \bar{x}_s(\gamma^2 - \sin^2\gamma)]. \tag{6,40}$$

§ 35. Универсальные диаграммы мощности преобразователя

Для получения универсальных зависимостей между активной мощностью преобразователя, реактивной мощностью в точке приложения э. д. с. системы переменного тока, углами зажигания α и коммутации γ перепишем выражения (6, 33) и (6, 34) в относительных величинах, приняв, как и прежде, в качестве базисной величины мощность $P_б = \frac{3E_m^2}{2x_k}$.

Получим:

$$P_* = \frac{3}{2\pi} \sin\gamma \sin 2\psi \tag{6,41}$$

и

$$Q_{e*} = \frac{3}{2\pi}(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi). \tag{6,42}$$

Запишем выражения (6, 41) и (6, 42) в таком виде:

$$P_* = R \sin 2\psi;$$

$$Q_{e*} = \frac{3\gamma}{2\pi} + Q'_*,$$

где

$$Q'_* = -R\cos 2\psi.$$

Здесь

$$R = \frac{3}{2\pi} \sin\gamma \text{ и } \psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}.$$

Построение зависимостей между активной мощностью преобразователя, углами зажигания α и коммутации γ удобно выполнить в полярных координатах (рис. 78). В качестве аргумента выберем угол 2ψ, а в качестве радиус-вектора — R. Отсчет углов 2ψ удобно вести в направлении движения часовой стрелки от горизонтальной оси, проходящей через центр координат. Начало отсчета следует выбрать так, чтобы верхняя полуплоскость соответствовала выпрямительному, а нижняя полуплоскость — инверторному режимам работы преобразователя.

Окружности $R = \text{const}$ являются линиями равных углов коммутации. Линии постоянной активной мощности $P_* = \text{const}$ будут в этом случае горизонтальными прямыми, а ось ординат — осью активной мощности P_* с равномерным масштабом. Ось абсцисс является осью для составляющей Q'_* реактивной мощности Q_{e*} преобразователя в точке приложения эквивалентных э. д. с. системы переменного тока, выраженной в долях базисной мощности $P_б$.

В точной диаграмме, изображенной на рис. 78, масштаб углов коммутации γ изменяется по синусоидальному закону, а линии равных углов зажигания $\alpha = \text{const}$ являются дугами окружностей, проходящих через центр координат и точки, в которых $2\psi - \gamma = \text{const}$. Центры

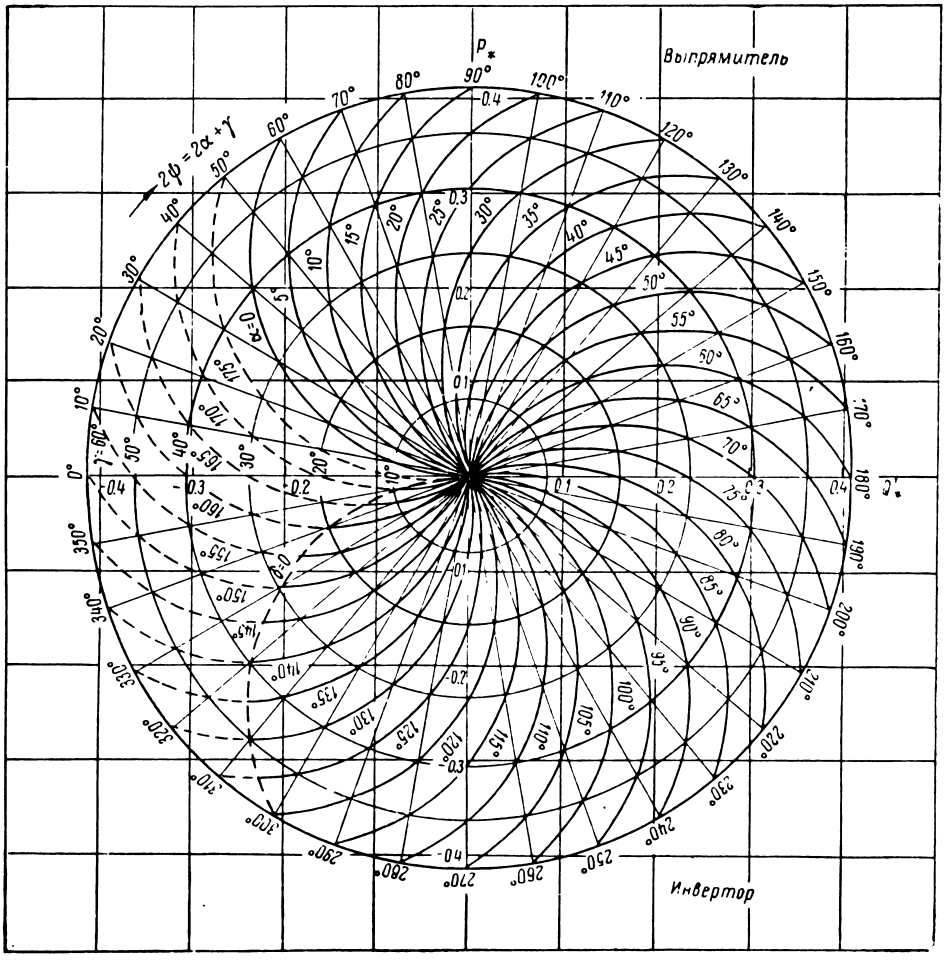


Рис. 78. Точная диаграмма зависимостей между мощностью преобразователя и углами зажигания и коммутации.

этих окружностей лежат на окружности $R_0 = \frac{3}{4\pi}$ (т. е. на окружности $\gamma = 30°$), в точках ее пересечения лучами $2\psi = 90° + 2\alpha$.

Недостатком точной диаграммы является нелинейность масштаба углов коммутации.

Для практических расчетов удобнее использовать диаграмму с равномерной сеткой лучей $2\psi = \text{const}$ и окружностей $\gamma = \text{const}$, которая может быть построена при линеаризации зависимости радиус-вектора R от γ. Однако во избежание больших погрешностей этой диаграммой следует пользоваться только при $\gamma \leqslant 30°$.

Такая упрощенная диаграмма дана на рис. 79. В этой диаграмме линии равных углов зажигания $\alpha = \text{const}$, проходящие через узлы

сетки, в которых $2\psi - \gamma = \text{const}$, являются отрезками архимедовой спирали, близкими к дугам окружности радиуса $R_0 = \frac{3}{4\pi}$. Ось ординат является осью активной мощности P_* с началом отсчета в центре координат. Значения активной мощности в верхней полуплоскости со-

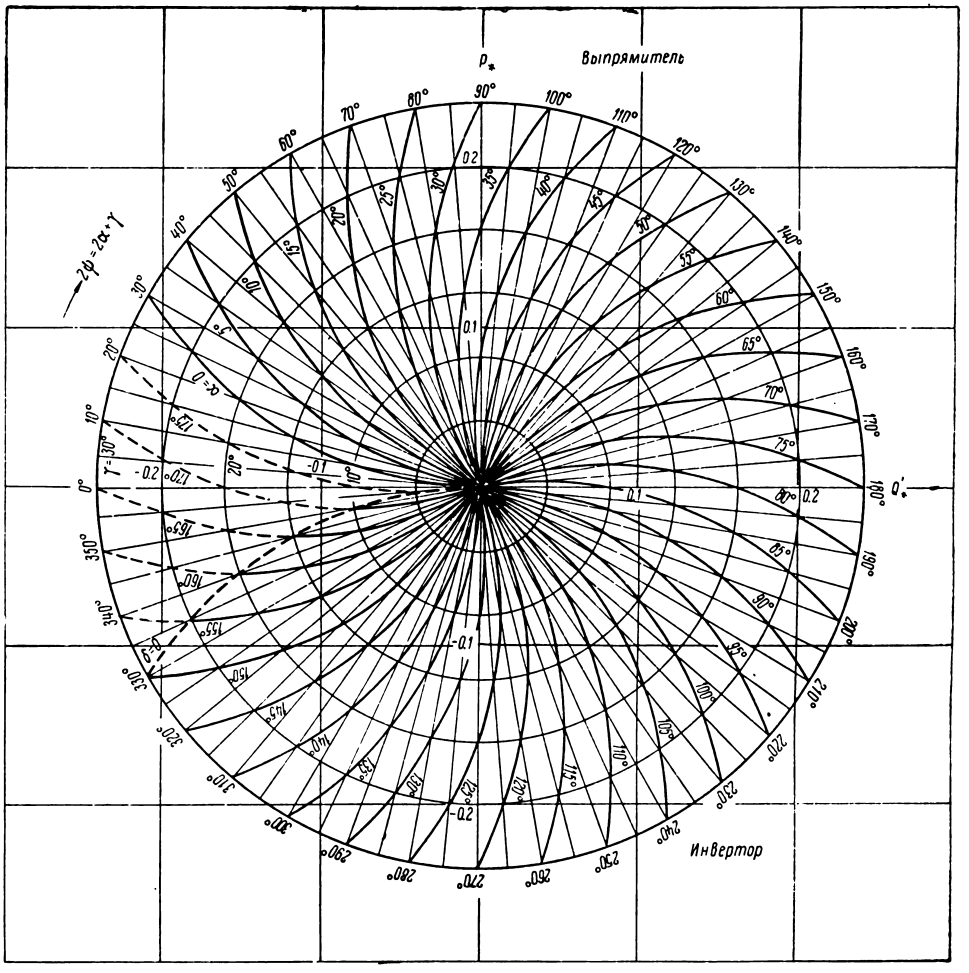


Рис. 79. Упрощенная диаграмма зависимостей между активной и реактивной мощностями преобразователя и углами зажигания и коммутации.

ответствуют выпрямительному, значения активной мощности в нижней полуплоскости — инверторному режимам преобразователя.

Благодаря равномерному масштабу углов коммутации упрощенная диаграмма позволяет сразу определить всю реактивную мощность преобразователя Q_{e*} в точке приложения э. д. с. системы переменного тока. В самом деле

$$Q_{e*} \approx \frac{3}{2\pi} \gamma (1 - \cos 2\psi). \qquad (6, 43)$$

Отсюда видно, что, перемещая начало отсчета реактивной мощности на рис. 79 влево по оси абсцисс в точки ее пересечения с со-

ответствующими окружностями $\gamma = \text{const}$, можно найти реактивную мощность. Погрешности в упрощенной диаграмме определяются принятым приближением $\sin\gamma \approx \gamma$. Для оценки погрешностей в определении реактивной мощности с помощью данной диаграммы можно пользоваться кривыми относительных погрешностей, приведенными на рис. 75. Эти кривые можно использовать для внесения поправок к значениям реактивной мощности, найденным по упрощенной диаграмме.

Жирные пунктирные линии $\delta = 0$ на диаграммах являются линиями нулевого угла погасания инвертора. Они определяют границу возможных режимов работы инвертора, в котором деионизация плазмы дуги происходит сразу же после погасания вентиля. Эти линии являются зеркальным отображением линий $\alpha = 0$ относительно оси абсцисс. Реальная область возможных режимов работы инвертора несколько меньше.

Описанные выше диаграммы зависимостей между мощностью преобразователя, углами зажигания и коммутации строятся без вычислений и могут быть использованы при расчете электромагнитных процессов и характеристик трехфазного мостового преобразователя во всех установившихся режимах, за исключением небольшой зоны вблизи режима короткого замыкания преобразователя на стороне постоянного тока, в которой одновременно горит более трех вентилей.

§ 36. Коэффициенты мощности преобразователя

Коэффициент мощности преобразователя равен

$$\chi = \frac{P}{S} = \frac{S_1}{S} \cdot \frac{P}{S_1} = \lambda \cos\varphi. \qquad (6,44)$$

Здесь

P — активная мощность преобразователя,

S_1 — полная мощность, определяемая основными гармониками тока и напряжения на шинах преобразователя,

S — полная мощность, определяемая действующими значениями тока и напряжения на шинах преобразователя.

Коэффициент $\lambda = \frac{S_1}{S}$ есть так называемый коэффициент искажения, а $\cos\varphi = \frac{P}{S_1}$ есть косинус угла сдвига фаз между основными гармониками напряжения и тока.

Получим выражение для коэффициента мощности на шинах преобразователя. Для определения полных мощностей S_1 и S воспользуемся формулами для основных гармоник и действующих значений тока и напряжения преобразователя (6,11), (6,23), (6,28) и (6,30). Полные мощности преобразователя S_1 и S соответственно равны

$$S_1 = \frac{3}{2} U_{m1} I_{m1} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi}\left(1 - \frac{\gamma^2}{24}\right) v E_m I_d \qquad (6,45)$$

и

$$S = 3UI = \sqrt{3}\left(1 - \frac{\gamma}{4\pi}\right) v_{эф} E_m I_d. \qquad (6,46)$$

Активную мощность преобразователя можно выразить следующим образом:

$$P = U_d I_d = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d \cos\frac{\gamma}{2}\cos\psi \approx \frac{3\sqrt{3}}{\pi}\left(1 - \frac{\gamma^2}{8}\right) E_m I_d \cos\psi \qquad (6,47)$$

Коэффициент искажения λ выражается через угол коммутации следующим образом:

$$\lambda = \frac{S_1}{S} = \frac{3}{\pi}\left(1 + \frac{\gamma}{4\pi} - \frac{\gamma^2}{24}\right)\frac{v}{v_{эф}} \approx \frac{3}{\pi}\left(1 + \frac{\gamma}{4\pi} - \frac{\gamma^2}{24}\right). \qquad (6,48)$$

Коэффициент искажения λ изменяется в небольших пределах, что видно из табл. 7.

Таблица 7

Зависимость коэффициента искажения от угла коммутации

γ	0	10°	20°	30°	40°	50°	60°
λ	0.955	0.968	0.977	0.984	0.988	0.992	0.992

Косинус угла φ сдвига фаз основных гармоник напряжения на шинах преобразователя и тока имеет выражение

$$\cos\varphi = \frac{P}{S_1} = \left(1 - \frac{\gamma^2}{12}\right)\frac{|\cos\psi|}{v}. \qquad (6,49)$$

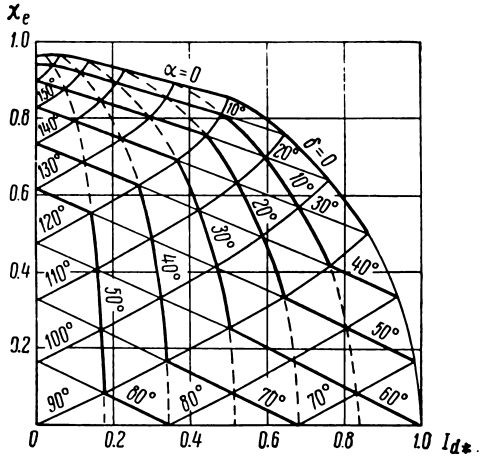


Рис. 80. Зависимости коэффициента мощности χ_e от относительной величины выпрямленного тока.

В точке приложения эквивалентных э. д. с. системы переменного тока $v = 1$ и косинус угла сдвига фаз равен

$$\cos\varphi_e = |\cos\psi_e| = \left(1 - \frac{\gamma^2}{12}\right)|\cos\psi|. \qquad (6,50)$$

Угол φ_e при работе преобразователя в выпрямительном режиме совпадает с углом ψ_e, а в инверторном режиме, когда угол $\psi_e > 90°$, он является дополнительным до 180° углом по отношению к углу ψ_e. Поэтому $\cos\varphi_e$, а также $\cos\varphi$ определяются абсолютными значениями $\cos\psi_e$ и $\cos\psi$.

Коэффициент мощности преобразователя в точке приложения э. д. с. системы равен

$$\chi_e = \lambda\cos\varphi_e = \frac{3}{\pi}\left(1 + \frac{\gamma}{4\pi} - \frac{\gamma^2}{8}\right)|\cos\psi|. \qquad (6,51)$$

На рис. 80 изображены зависимости коэффициента мощности χ_e от относительного значения тока I_{d*} для различных углов зажигания $\alpha = \text{const}$ и углов погасания $\delta = \text{const}$ инвертора.

Коэффициент мощности на шинах преобразователя имеет выражение

$$\chi = \lambda\cos\varphi = \frac{\chi_e}{v_{эф}}. \qquad (6,52)$$

Иногда оказывается удобным определять косинус угла сдвига фаз напряжения и тока и коэффициент мощности преобразователя не через

угол коммутации, а через отношение напряжений преобразователя со стороны постоянного и переменного тока.

Косинус угла сдвига фаз основных гармоник напряжения и тока преобразователя можно найти из выражений для активной мощности

$$P = U_d I_d = \frac{3}{2} U_{m1} I_{m1} \cos \varphi,$$

причем с достаточной точностью может быть использована следующая приближенная формула для амплитуды основной гармоники тока:

$$I_{m1} \approx \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_d.$$

Погрешность последней формулы не превосходит 5%, а при углах $\gamma < 30°$ она меньше 1%. Используя эту формулу, из предыдущего выражения получаем

$$\cos \varphi = \frac{\pi}{3} \frac{U_d}{\sqrt{3} U_{m1}}. \qquad (6,53)$$

Применяя формулу (6, 53), можно найти косинус угла сдвига в любой точке трехфазной цепи преобразователя между точкой приложения эквивалентных э. д. с. системы переменного тока и преобр зовательным мостом, подставляя в эту формулу амплитуду основной гармоники напряжения в этой точке. В частности, в точке приложения эквивалентных э. д. с. системы переменного тока имеем

$$\cos \varphi_e = \frac{\pi}{3} \frac{U_d}{\sqrt{3} E_m}. \qquad (6,54)$$

Угол φ_e сдвига фаз между э. д. с. и основной гармоникой тока, определенный с помощью формулы (6, 54), очень незначительно отличается от своего точного значения. Как правило, погрешность в определении угла φ_e из этой формулы не превосходит 1° и только если угол α мал, а угол коммутации γ близок к 60°, эта погрешность возрастает до 2°.

§ 37. Соотношения между токами и напряжениями в преобразователях с конденсаторами в главной цепи

Выражения переменных токов и напряжений, полученные в результате анализа электромагнитных процессов в преобразователях с параллельно включенными конденсаторами и в преобразователях с последовательно включенными конденсаторами, весьма громоздкие, и поэтому их трудно использовать для расчета энергетических характеристик. Наличие конденсаторов в главной цепи преобразователей проявляется в некотором уменьшении длительности процесса коммутации тока. Это позволяет для расчета энергетических характеристик преобразователей с конденсаторами в режимах, достаточно далеких от короткого замыкания, кроме обычных допущений принять допущение о линейном характере коммутации тока. При этом оказывается заранее определенной форма кривой переменного тока преобразователя в виде блоков равнобокой трапеции с основаниями, равными $\frac{2\pi}{3} \pm \gamma$, и высотой, равной I_d. Такое допущение существенно упрощает определение соотношений между токами и напряжениями и нахождение продолжи-

тельности коммутации тока в преобразователях. С использованием этого допущения можно выполнить в общем виде расчеты энергетических характеристик преобразователей, в которых конденсаторы включены в главную цепь по комбинированной схеме и параллельно и последовательно, а затем получить, как частные случаи, характеристики преобразователей только с параллельным или только с последовательным присоединением конденсаторов. Комбинированная схема включения конденсаторов в главную цепь преобразователя в некоторых случаях может представлять также самостоятельный интерес.

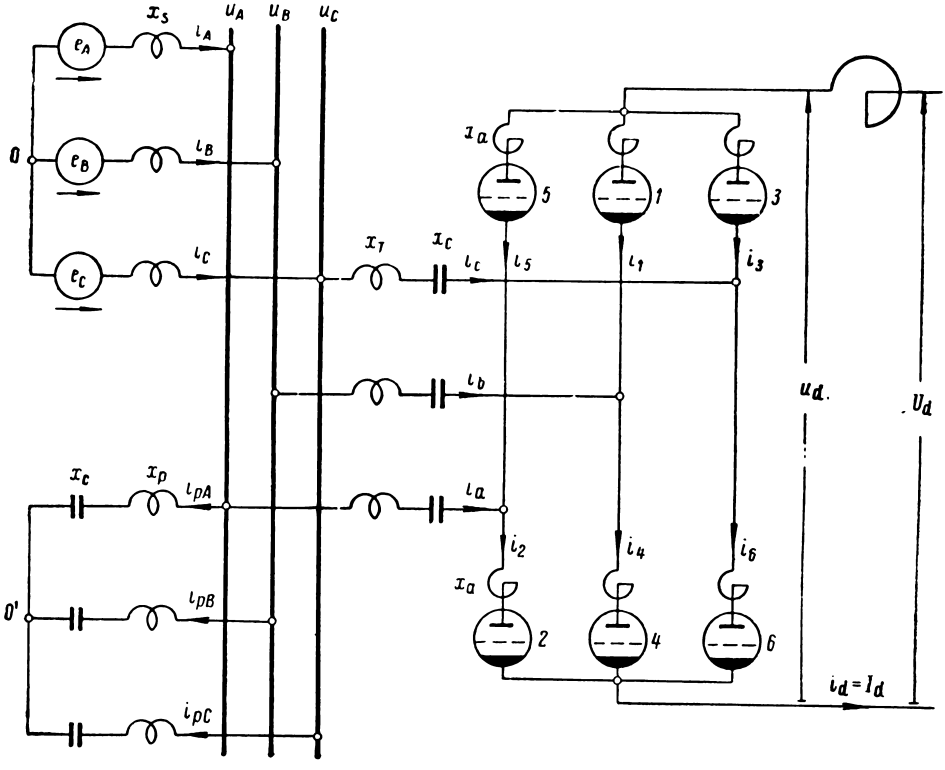


Рис. 81. Эквивалентная схема преобразователя с последовательно и параллельно включенными конденсаторами.

Эквивалентная схема такого преобразователя с конденсаторами в главной цепи изображена на рис. 81.

Решение точных уравнений токов и напряжений, которые можно составить, рассматривая для общности преобразователь с конденсаторами, включенными по комбинированной схеме, вследствие значительного количества конденсаторов в такой схеме связано с учетом большого количества условий на границах интервалов. Условия непрерывности токов в индуктивностях и напряжений на конденсаторах и условия сопряжения трехфазной системы токов и напряжений в начале и в конце интервала повторяемости аналогичны условиям (3, 16), (3, 17), (4, 10) и (4, 11). Точное решение является достаточно громоздким и весьма трудоемким.

Допущение о прямолинейном законе коммутации позволяет без решения уравнений выразить токи в вентилях и токи, протекающие

через последовательно включенные с трансформатором конденсаторы, через угол коммутации γ и ток I_d. Наклон кривых этих токов на коммутационных интервалах равен

$$\frac{di_3}{d\vartheta} = -\frac{di_1}{d\vartheta} = \frac{I_d}{\gamma},$$

их наибольшее значение равно I_d. При заданном выпрямленном токе также известной оказывается форма кривых напряжения на последовательно включенных конденсаторах. В процессе перезаряда последова-

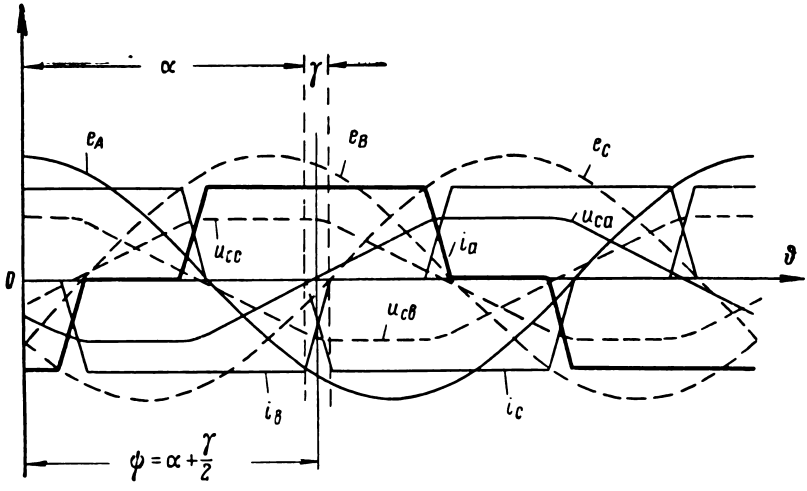


Рис. 82. Кривые э. д. с., токов и напряжений на последовательно включенных конденсаторах.

тельно включенных конденсаторов в любой фазе изменение их заряда равно

$$\Delta q = I_d \frac{2\pi}{3\omega},$$

причем это соотношение справедливо при любом законе изменения токов в процессе коммутации.

Наибольшее значение напряжения на последовательно включенных конденсаторах равно

$$U_{Cm} = \frac{1}{C}\frac{\Delta q}{2} = x_C I_d \frac{\pi}{3} = \nu^2 x_k I_d \frac{\pi}{3}, \qquad (6,55)$$

поскольку за время перезаряда конденсаторов напряжение на них изменяется на $2U_{Cm}$. Это видно из изображенных на рис. 82 кривых токов и напряжений на последовательно включенных конденсаторах. В формуле (6,55) через ν^2 обозначено отношение емкостного сопротивления x_C последовательно включенных конденсаторов и индуктивного сопротивления $x_k = x_s + x_T + x_a$ на фазу для основной частоты переменного тока.

При выборе начала отсчета времени, как и прежде, от момента перехода через нуль в сторону возрастания э. д. с. $e_B - e_C = \sqrt{3}E_m \sin\vartheta$ для токов и напряжений на последовательно включенных конденсаторах имеем выражения:

в межкоммутационном интервале $\left(\alpha+\gamma-\frac{\pi}{3}\leqslant\vartheta\leqslant\alpha\right)$:

$$
\begin{gathered}
i'_1=i'_2=I_d;\\
i'_a=i'_2=I_d;\ i'_b=-i'_1=-I_d;\ i'_c=0;\\
u'_{ca}=\nu^2x_kI_d\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right);\\
u'_{cc}=\nu^2x_kI_d\frac{\pi}{3};\\
u'_{cb}=-(u'_{ca}+u'_{cc});
\end{gathered}
\qquad (6,56)
$$

в коммутационном интервале $(\alpha\leqslant\vartheta\leqslant\alpha+\gamma)$:

$$
\begin{gathered}
i''_2=I_d;\ i''_3=\frac{I_d}{\gamma}(\vartheta-\alpha);\ i''_1=I_d-i''_3=-\frac{I_d}{\gamma}[\vartheta-(\alpha+\gamma)];\\
i''_a=i''_2=I_d;\ i''_b=-i''_1;\ i''_c=-i''_3;\\
u''_{ca}=\nu^2x_kI_d\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right);\\
u''_{cc}=\nu^2x_kI_d\frac{\pi}{3}-\nu^2x_k\int\limits_{\alpha}^{\vartheta}i_3d\vartheta=\nu^2x_kI_d\frac{\pi}{3}-\frac{1}{2\gamma}\nu^2x_kI_d(\vartheta-\alpha)^2;\\
u''_{cb}=-(u''_{ca}+u''_{cc}).
\end{gathered}
\qquad (6,57)
$$

Таким образом, в случае допущения о прямолинейном характере коммутации тока необходимо лишь определить напряжения и токи в ветвях с параллельно включенными конденсаторами.

Напряжения на параллельно включенных конденсаторах находятся из следующих уравнений:

$$
\begin{gathered}
\frac{d^2u_{AB}}{d\vartheta^2}+\mu^2u_{AB}=\mu^2(e_A-e_B)-\mu^2x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_1+i_2);\\
\frac{d^2u_{BC}}{d\vartheta^2}+\mu^2u_{BC}=\mu^2(e_B-e_C)-\mu^2x_s\frac{d}{d\vartheta}(i_3-i_1).
\end{gathered}
\qquad (6,58)
$$

Здесь

$$\mu^2=\frac{x_c}{x_p+x_s}.$$

Вывод этих уравнений аналогичен выводу уравнений (3, 12).

Решение уравнений (6, 58) в предположении, что токи в вентилях изменяются по линейному закону, значительно проще точного решения. При таком допущении правые части дифференциальных уравнений (6, 58) не содержат неизвестных величин. Решение этих уравнений с учетом условий на границах в межкоммутационном интервале (когда производные всех токов в вентилях равны нулю) имеет вид:

$$
\begin{gathered}
u'_{AB}=\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\sqrt{3}E_m\sin\left(\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right)-\\
-I_d\frac{x_s}{\gamma}\frac{2\sin\mu\frac{\gamma}{2}}{2\cos\mu\frac{\pi}{3}-1}\left[\sin\mu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}+\frac{\pi}{3}\right)+\sin\mu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)\right];
\end{gathered}
$$

$$u'_{BC}=\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\sqrt{3}E_m\sin\vartheta+ \tag{6,59}$$

$$+I_d\frac{x_s}{\gamma}\frac{2\sin\mu\frac{\gamma}{2}}{2\cos\mu\frac{\pi}{3}-1}\left[2\sin\mu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}+\frac{\pi}{3}\right)-\sin\mu\left(\vartheta-\alpha-\frac{\gamma}{2}\right)\right],$$

$$u'_{CA}=-(u'_{AB}+u'_{BC}).$$

Решение уравнений (6, 58) в коммутационном интервале при принятых допущениях связано с предыдущим решением следующим образом:

$$\begin{aligned}u''_{AB}&=u'_{AB}+I_d\frac{x_s}{\gamma}[1-\cos\mu(\vartheta-\alpha)];\\ u''_{BC}&=u'_{BC}-2I_d\frac{x_s}{\gamma}[1-\cos\mu(\vartheta-\alpha)].\end{aligned} \tag{6,60}$$

Токи в ветвях с параллельно включенными конденсаторами выражаются через напряжения на конденсаторах

$$i_{AB}=\frac{1}{3x_c}\frac{du_{AB}}{d\vartheta};\quad i_{BC}=\frac{1}{3x_c}\frac{du_{BC}}{d\vartheta}\quad\text{и}\quad i_{CA}=-(i_{AB}+i_{BC}).$$

Зная токи и напряжения на конденсаторах, можно определить выпрямленное напряжение и ток.

Мгновенные значения выпрямленного напряжения соответственно в межкоммутационном и в коммутационном интервалах имеют выражения:

$$\begin{aligned}u'_d&=e_A-e_B-(u'_{ca}-u'_{cb})-3x_s\frac{di'_{AB}}{d\vartheta};\\ u''_d&=\frac{3}{2}e_A+\frac{3}{2}u''_{ca}-\frac{3}{2}x_s\frac{d}{d\vartheta}(i''_{AB}-i''_{CA}).\end{aligned} \tag{6,61}$$

Среднее значение выпрямленного напряжения определяется в виде

$$U_d=\frac{3\sqrt{3}}{\pi}E_m k_\gamma\cos\frac{\gamma}{2}\cos\left(\alpha+\frac{\gamma}{2}\right), \tag{6,62}$$

где

$$k_\gamma=\frac{\mu^2}{\mu^2-1}\left(1-\frac{x_p}{x_c}\right). \tag{6,63}$$

Зависимость между выпрямленным током I_d и углами α и γ может быть установлена интегрированием в пределах от α до $\alpha+\gamma$ уравнения для контура коммутации

$$2x_k\frac{di''_3}{d\vartheta}+3x_s\frac{di''_{BC}}{d\vartheta}+u''_{cb}-u''_{cc}=\sqrt{3}E_m\sin\vartheta.$$

Выполнив интегрирование этого уравнения, получим

$$2x_kI_d+3x_s\left[i''_{BC}\right]_\alpha^{\alpha+\gamma}-\nu^2x_kI_d\gamma\left(\frac{2\pi}{3}-\frac{\gamma}{3}\right)=\sqrt{3}E_m[\cos\alpha-\cos(\alpha+\gamma)].$$

После подстановки в выражение для тока i''_{BC} верхнего и нижнего пределов интегрирования окончательно получаем

$$2x_k I_d - \nu^2 x_k I_d \gamma \left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{3}\right) - 2I_d \frac{\mu x_s^2}{\gamma x_c}\left[\sin \mu\gamma + \frac{2\sin \mu \frac{\pi}{3}}{2\cos \mu \frac{\pi}{3} - 1}(1 - \cos \mu\gamma)\right] =$$

$$= \left(1 + \frac{\mu^2}{\mu^2 - 1}\frac{x_s}{x_c}\right)\sqrt{3}\, E_m [\cos \alpha - \cos(\alpha + \gamma)].$$

Последнее выражение удобно записать в виде

$$I_d = \frac{\sqrt{3}\, E_m k_V}{x_k k_Z} \sin \frac{\gamma}{2} \sin\left(\alpha + \frac{\gamma}{2}\right), \qquad (6,64)$$

где

$$k_Z = 1 - m(\gamma) - n(\gamma). \qquad (6,65)$$

Здесь:

$$m(\gamma) = \frac{x^*}{\mu\gamma}\left[\sin \mu\gamma + \frac{2\sin \mu \frac{\pi}{3}}{2\cos \mu \frac{\pi}{3} - 1}(1 - \cos \mu\gamma)\right];$$

$$n(\gamma) = \nu^2\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{3}\right)\frac{\gamma}{2};$$

$$x^* = \frac{\mu^2 x_s}{x_c x_k} = \frac{x_s^2}{(x_p + x_s) x_k}.$$

Уравнение внешней характеристики находится путем исключения угла γ из выражений (6, 62) и (6, 64) и имеет вид

$$U_d = \frac{3\sqrt{3}\, E_m}{\pi} k_V \cos \alpha - \frac{3}{\pi} x_k k_Z I_d. \qquad (6,66)$$

Для обычного преобразователя без конденсаторов в его главной цепи $k_V = 1$ и $k_Z = 1$ и выражения средних значений выпрямленного напряжения и тока, а также уравнение внешней характеристики преобразователя принимают обычный вид.

В случае, когда нет последовательно включенных конденсаторов ($x_C = 0$), $n(\gamma) = 0$, а в случае, когда нет параллельно включенных конденсаторов ($x_c = \infty$), $m(\gamma) = 0$.

§ 38. Основные гармоники и действующие значения токов и напряжений преобразователей с конденсаторами в главной цепи

При принятом допущении о прямолинейном законе изменения токов в процессе коммутации кривые переменного тока преобразователя, протекающего через последовательно включенные конденсаторы, имеют форму симметричной трапеции и симметричны относительно оси абсцисс. Поэтому этот ток будет содержать лишь нечетные гармоники и при выборе начала отсчета времени от вертикальной прямой, проходящей через середину блока тока, он будет иметь только косинусоидальные составляющие каждой гармоники.

Амплитуды гармоник переменного тока, протекающего через последовательно включенные конденсаторы, определяются формулой

$$I_{mn}=\frac{4I_d}{\pi n}\left|\frac{\sin\frac{n\gamma}{2}}{\frac{n\gamma}{2}}\sin\frac{\pi n}{2}\cos\frac{\pi n}{6}\right|. \qquad (6,67)$$

Амплитуды гармоник напряжения на последовательно включенных конденсаторах определяются формулой

$$U_{cmn}=\frac{x_c I_{mn}}{n}, \qquad (6,68)$$

а амплитуды гармоник падения напряжения в трансформаторе — формулой

$$U_{Tmn}=nx_T I_{mn}. \qquad (6,69)$$

Гармоники токов в двух параллельно соединенных трехфазных цепях, одна из которых содержит индуктивности и э. д. с. системы переменного тока, а другая — конденсаторы с реакторами, могут быть найдены из эквивалентной однофазной схемы, изображенной на рис. 83, в которой преобразовательный мост заменен источником тока бесконечной мощности, содержащим ток такой же формы, как реальный преобразователь, и, следовательно, с таким же спектром гармоник. Высшие гармоники тока в параллельно соединенных ветвях распределяются обратно пропорционально сопротивлениям этих ветвей.

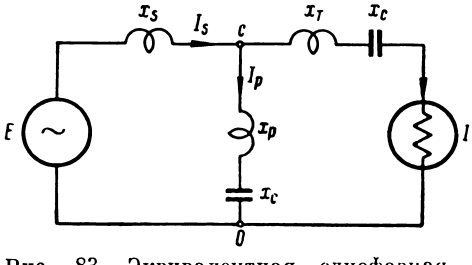


Рис. 83. Эквивалентная однофазная схема замещения преобразователя с конденсаторами в его главной цепи.

Следует указать, что при наличии параллельно включенных конденсаторов, в случае, когда частоты собственных колебаний контуров, содержащих индуктивности трехфазной цепи, реакторы и конденсаторы, оказываются близкими к частоте одной из высших гармоник тока преобразователя, свободные составляющие тока и напряжения сильно искажают форму кривых токов и напряжений. При этом спектр высших гармоник тока преобразователя будет существенно отличаться от того, который дается формулой (6, 67). Этой формулой можно пользоваться для определения высших гармоник тока только тогда, когда форма кривой тока преобразователя мало отличается от строго трапецоидальной формы.

Распределение основных гармоник тока в этих ветвях рассчитывается с учетом синусоидальной э. д. с. переменного тока основной частоты.

Реактивное сопротивление основной гармонике тока и э. д. с. эквивалентной неразветвленной цепи, замещающей эти две параллельно соединенные ветви, соответственно равны

$$x_{\text{экв}}=\frac{(x_p-x_c)\,x_s}{x_p+x_s-x_c}=k_y x_s \qquad (6,70)$$

и

$$E_{m\ \text{экв}}=\frac{x_p-x_c}{x_p+x_s-x_c}E_m=k_y E_m.$$

Амплитуда основной гармоники переменного тока преобразователя в неразветвленной части цепи равна

$$I_{m1}=\frac{2\sqrt{3}}{\pi}\frac{\sin\frac{\gamma}{2}}{\frac{\gamma}{2}}I_d\approx\frac{2\sqrt{3}}{\pi}I_d. \qquad (6,71)$$

Основная гармоника тока в неразветвленной цепи отстает от э. д. с. системы переменного тока точно на угол

$$\psi=\alpha+\frac{\gamma}{2}. \qquad (6,72)$$

Это видно из рис. 82.

Основная гармоника Δu_1 падения напряжения на эквивалентном сопротивлении $x_{экв}$ опережает на 90 электрических градусов основную гармонику тока в неразветвленной части цепи. Ее амплитуда равна

$$\Delta U_{m1}=\frac{2\sqrt{3}}{\pi}\frac{\sin\frac{\gamma}{2}}{\frac{\gamma}{2}}x_{экв}I_{m1}\approx\frac{3\gamma x_в k_V}{\pi x_k k_Z}E_m\sin\psi. \qquad (6,73)$$

На рис. 84 построены векторные диаграммы основных гармоник токов и напряжений для выпрямителя и инвертора.

Амплитуда основной гармоники фазного напряжения на зажимах двух параллельных ветвей находится из соотношения, справедливого для треугольника *Obc*

$$U_{m1}^2=(k_V E_m)^2+(\Delta U_{m1})^2-2k_V E_m\Delta U_{m1}\cos\left(\frac{\pi}{2}-\psi\right),$$

и равна

$$U_{m1}=k_V E_m\sqrt{1-\frac{6\gamma x_в}{\pi x_k k_Z}\left(1-\frac{3\gamma x_в}{2\pi x_k k_Z}\right)\sin^2\psi}. \qquad (6,74)$$

Амплитуда основной гармоники тока в ветви с конденсаторами и реактором равна

$$I_{pm1}=\frac{U_{m1}}{x_c-x_p}=\frac{k_V E_m}{x_c-x_p}\sqrt{1-\frac{6\gamma x_в}{\pi x_k k_Z}\left(1-\frac{3\gamma x_в}{2\pi x_k k_Z}\right)\sin^2\psi}, \qquad (6,75)$$

а вектор этого тока перпендикулярен вектору $\dot{U}_{m1}$.

Вектор $\dot{I}_{вm1}$ основной гармоники тока в системе переменного тока равен геометрической сумме векторов токов $\dot{I}_{m1}$ и $\dot{I}_{pm1}$. Его амплитуду можно найти аналитически, определив предварительно амплитуду $U_{вm1}$ основной гармоники падения напряжения на индуктивном сопротивлении $x_в$.

Из соотношения для треугольника *abc* на рис. 84 имеем

$$U_{вm1}^2=(k_V-1)^2E_m^2+\Delta U_{m1}^2-2(k_V-1)E_m\Delta U_{m1}\cos\left(\frac{\pi}{2}-\psi\right).$$

После подстановки выражения для ΔU_{m1} получим

$$U_{sm1} = (k_V - 1) E_m \sqrt{1 - \frac{6\gamma x_s}{\pi x_k k_Z} \cdot \frac{k_V}{k_V - 1} \left(1 - \frac{3\gamma x_s}{2\pi x_k k_Z} \cdot \frac{k_V}{k_V - 1}\right)} \sin^2 \psi =$$

$$= \frac{k_V x_s}{x_c - x_p} E_m \sqrt{1 - \frac{6\gamma (x_c - x_p)}{\pi x_k k_Z} \left[1 - \frac{3\gamma (x_c - x_p)}{2\pi x_k k_Z}\right] \sin^2 \psi}.$$

а *б*

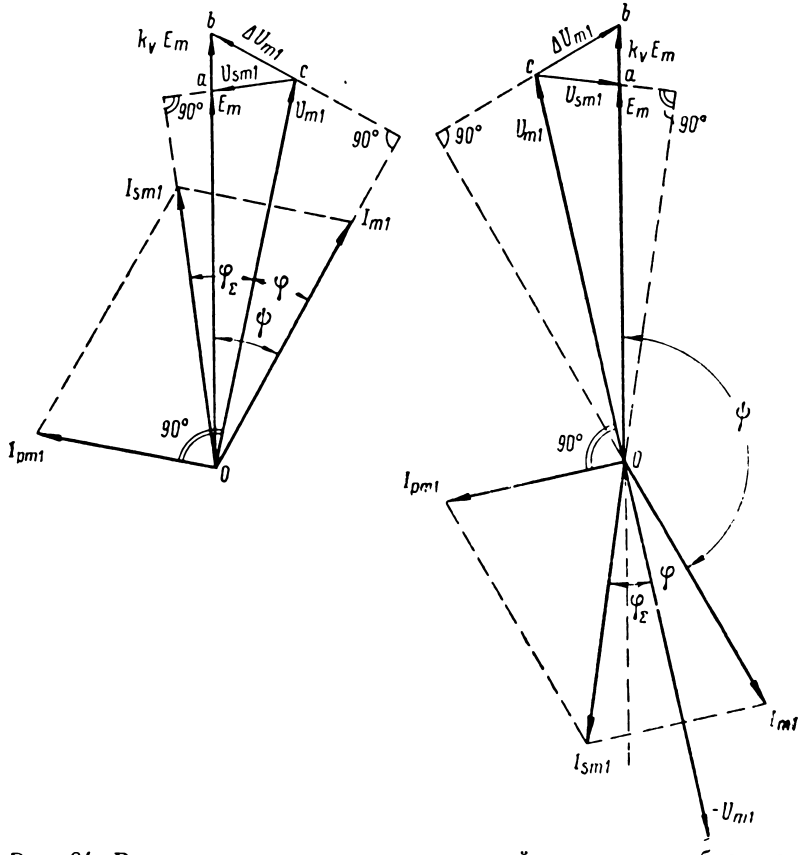


Рис. 84. Векторные диаграммы напряжений и токов преобразователя с параллельно включенными конденсаторами для выпрямителя (*а*) и для инвертора (*б*).

Амплитуда основной гармоники тока в системе переменного тока равна

$$I_{sm1} = \frac{U_{sm1}}{x_s} = \frac{k_V E_m}{x_c - x_p} \sqrt{1 - \frac{6\gamma (x_c - x_p)}{\pi x_k k_Z} \left[1 - \frac{3\gamma (x_c - x_p)}{2\pi x_k k_Z}\right] \sin^2 \psi}. \quad (6,76)$$

Действующее значение переменного тока преобразователя в неразветвленной цепи, имеющего форму симметричных трапецоидальных блоков, равно

$$I = \sqrt{\frac{2}{\pi} \int_0^{\frac{\pi}{2}} i_a^2(\vartheta)\, d\vartheta} = \sqrt{\frac{2}{3}\left(1 - \frac{\gamma}{2\pi}\right)}\, I_d \approx \sqrt{\frac{2}{3}}\left(1 - \frac{\gamma}{4\pi}\right) I_d, \quad (6,77)$$

а действующее значение напряжения на последовательно включенных конденсаторах при протекании через них тока такой формы равно

$$U_C = \sqrt{\frac{2}{\pi}\int_0^{\frac{\pi}{2}} u_{ca}^2(\vartheta)\,d\vartheta} = \frac{1}{3}x_C I_d \sqrt{5\left(\frac{\pi}{3}\right)^2 - \frac{\gamma^2}{2}} \approx$$

$$\approx \frac{\pi\sqrt{5}}{9} x_C I_d \approx 0.78 x_C I_d. \qquad (6,78)$$

Действующее значение фазного напряжения на шинах преобразователя со стороны системы переменного тока при наличии параллельно включенных конденсаторов в первом приближении можно определить по основной гармонике этого напряжения, так как форма кривой этого напряжения мало отличается от синусоидальной при правильном выборе параметров компенсирующего устройства (емкости конденсаторов и индуктивности реакторов).

§ 39. Энергетические характеристики преобразователей с конденсаторами в главной цепи

Используя результаты изложенного выше приближенного метода расчета для определения средних значений выпрямленного напряжения и тока, для определения основных гармоник и действующих значений напряжений и токов трехфазной цепи преобразователя можно весьма просто и с достаточной точностью рассчитать энергетические характеристики преобразователей с конденсаторами в главной цепи.

Коэффициент мощности преобразователя равен

$$\chi = \lambda \cos\varphi, \qquad (6,79)$$

где коэффициент искажения

$$\lambda = \frac{3}{\pi}\left(1 + \frac{\gamma}{4\pi} - \frac{\gamma^2}{24}\right), \qquad (6,80)$$

а косинус угла φ сдвига фаз основных гармоник напряжения на шинах и тока преобразователя

$$\cos\varphi = \frac{P}{\frac{3}{2}U_{m1}I_{m1}} = \frac{\pi}{3}\frac{U_d}{\sqrt{3}\,U_{m1}}. \qquad (6,81)$$

Косинус угла φ_Σ сдвига фаз основных гармоник напряжения на шинах и тока, выдаваемого в систему переменного тока, при наличии параллельно включенных конденсаторов равен

$$\cos\varphi_\Sigma = \frac{P}{\frac{3}{2}U_{m1}I_{sm1}}. \qquad (6,82)$$

В последних двух формулах

$$P = U_d I_d \qquad (6,83)$$

есть активная мощность преобразователя.

Реактивная мощность преобразователя на шинах со стороны системы переменного тока равна

$$Q = P \operatorname{tg}\varphi. \qquad (6,84)$$

Суммарная реактивная мощность преобразователя и присоединенных параллельно конденсаторов равна

$$Q_\Sigma = P \operatorname{tg} \varphi_\Sigma. \qquad (6,85)$$

Компенсация реактивной мощности преобразователей статическими конденсаторами осуществляется главным образом на инверторных подстанциях.

На рис. 85 даны энергетические характеристики одномостового инвертора с параллельно включенными конденсаторами, рассчитанные при его работе с постоянным углом погасания $\delta = 15° = \text{const}$ для следующих значений параметров трехфазной цепи: $\mu = 3$; $x^* = 0.2133$;

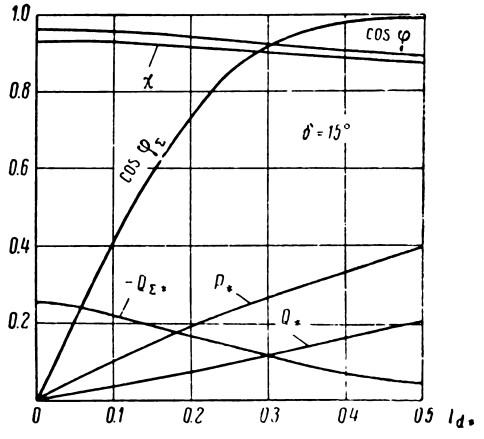


Рис. 85. Энергетические характеристики преобразователя с параллельно включенными конденсаторами.

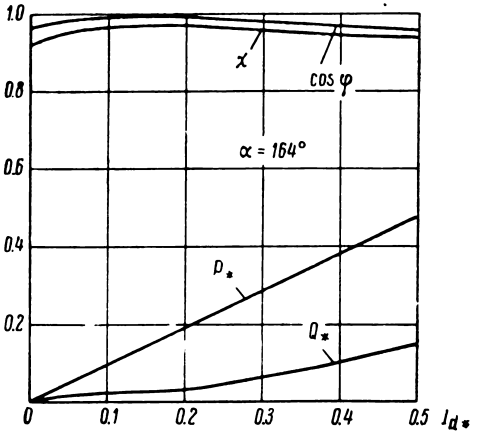


Рис. 86. Энергетические характеристики преобразователя с последовательно включенными конденсаторами.

$x_c = 1.055$; $x_\mu = 0.04\, x_c$; $x_я = 0.075$; $x_T = 0.15$ и $x_a = 0$. Соотношения этих параметров выбраны близкими к соотношениям параметров главной цепи Михайловской подстанции электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс, мощностью 750 *Мвт*, на которой предусмотрена установка конденсаторных батарей общей мощностью около 400 *Мва*. При неполной нагрузке преобразователя значительная часть реактивной мощности конденсаторов выдается в систему переменного тока.

На рис. 86 даны энергетические характеристики одномостового инвертора с последовательно включенными конденсаторами при $\nu = 1.5$ и таких же, как в прежнем случае, соотношениях индуктивных сопротивлений системы переменного тока и трансформатора, и при $x_a = 0$. Характеристики рассчитаны для работы инвертора в области высокой устойчивости с постоянным углом зажигания $\alpha = 164°$. В данном режиме конденсаторы почти полностью компенсируют реактивную мощность инвертора, но он еще потребляет небольшую реактивную мощность из системы переменного тока. Такой режим работы инвертора с последовательно включенными конденсаторами является наиболее рациональным. С помощью последовательно включенных конденсаторов нецелесообразно осуществлять выдачу реактивной мощности в систему. Выдача реактивной мощности в систему переменного тока более эффективна с помощью параллельно присоединенных к шинам системы конденсаторов.

Способ включения конденсаторов в главную цепь преобразователей следует выбирать с учетом и использованием основных особенностей работы преобразователей при наличии конденсаторов.

Параллельное включение конденсаторов обладает следующими достоинствами: 1) возможно полное использование установленной мощности батарей конденсаторов независимо от нагрузки преобразователя; 2) улучшаются формы кривых напряжения и тока, выдаваемого в систему переменного тока; 3) в многомостовых преобразователях ослабляется взаимное влияние мостов. Недостатками такого способа включения конденсаторов являются наличие дополнительных реакторов и потерь энергии в них и более сложная конструкция трансформаторов в случае включения конденсаторов в цепи их третичных обмоток.

Последовательное включение конденсаторов характеризуется следующими достоинствами: 1) в инверторном режиме преобразователь приобретает свойство высокой устойчивости при любых симметричных изменениях напряжения в системе переменного тока и при изменениях выпрямленного тока; 2) имеется возможность широкого и практически безынерционного (путем изменения угла зажигания вентилей) регулирования не только величины, но и знака реактивной мощности без изменения установленной мощности конденсаторов; 3) упрощается система сеточного регулирования инвертора. Недостатками этого способа включения конденсаторов являются неполное использование реактивной мощности конденсаторов, которая изменяется пропорционально квадрату тока преобразователя, и более тяжелое протекание некоторых аварийных процессов, в особенности связанных с двухфазным опрокидыванием инвертора.

Интересно указать, что преобразователи с последовательно включенными конденсаторами могут быть использованы вместо синхронных компенсаторов с сильным регулированием возбуждения для повышения устойчивости дальних линий электропередач переменного тока. Такая возможность открывается благодаря безынерционности сеточного регулирования преобразователей и быстрому изменению их реактивной мощности [122, 130].

В некоторых случаях может оказаться целесообразным осуществление комбинированного последовательного и параллельного включения конденсаторов, чтобы использовать особенности обоих способов включения конденсаторов в главную цепь преобразователей. Вместо одной параллельно включенной ветви с конденсаторами и реакторами можно присоединить параллельно несколько ветвей и каждую из них настроить в резонанс на одну из высших гармоник тока преобразователя.

Глава VII

СТАТИЧЕСКИЕ И ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

§ 40. Приближенная схема замещения электропередачи постоянного тока

Преобразовательные установки, внешние и энергетические характеристики которых были получены выше, являются главными элементами концевых преобразовательных подстанций электропередачи постоянного тока. Отправная (выпрямительная) и приемная (инверторная) подстанции неразветвленной электропередачи постоянного тока связаны между собою двухполюсной линией передачи. На рис. 87 изображена принципиальная схема передачи постоянного тока и показаны ее основные элементы. При-

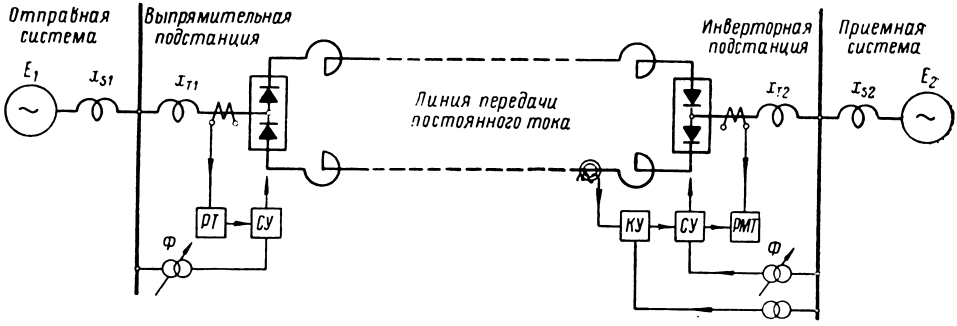


Рис. 87. Принципиальная схема электропередачи постоянного тока с примыкающими к ней системами переменного тока.

мыкающие к электропередаче постоянного тока системы переменного тока замещены на рис. 87 эквивалентными э. д. с. и индуктивными сопротивлениями. Тонкими линиями на схеме показаны основные элементы системы сеточного управления и регулирования преобразователей электропередачи постоянного тока.

Переходя к рассмотрению статических и динамических характеристик электропередачи постоянного тока как единого целого, необходимо наряду с параметрами преобразователей и эквивалентными параметрами систем переменного тока учесть параметры самой линии электропередачи и реакторов на ее концах. Пренебрегаем, как и прежде, пульсациями выпрямленного тока в линии передачи, но будем учитывать, что этот ток может медленно возрастать или убывать в переходном процессе при изменениях режима работы электропередачи.

Линейные реакторы, установленные на преобразовательных подстанциях и включенные по концам линии передачи постоянного тока,

имеют значительную индуктивность. Это позволяет при уточнении внешних характеристик преобразователей принять, что в интервале повторяемости симметричных установившихся процессов в 60 электрических градусов выпрямленный ток изменяется по линейному закону и что производная этого тока имеет неизменную величину. Такое допущение справедливо только при малых изменениях выпрямленного тока в интервале повторяемости.

Найдем среднее значение выпрямленного напряжения на шинах постоянного тока преобразователей (без конденсаторов).

Мгновенное значение выпрямленного напряжения в межкоммутационном интервале имеет выражение:

$$u'_d = e_1 - 2x_k \frac{di_d}{d\vartheta},$$

а в коммутационном интервале оно имеет выражение:

$$u''_d = \frac{1}{2}(e_1 + e_2) - \frac{3}{2} x_k \frac{di_d}{d\vartheta}.$$

В этих выражениях e_1 и e_2 — действующие на указанных интервалах приведенные э. д. с. системы переменного тока. Их выражения для эквивалентного одномостового преобразователя получены в § 9. Выражения мгновенных значений выпрямленного напряжения u'_d и u''_d отличаются от выражений (2, 77) и (2, 82), полученных во второй главе, наличием слагаемых, содержащих падения напряжения на индуктивных сопротивлениях. Эти падения напряжения обусловлены изменением выпрямленного тока во времени.

Среднее значение выпрямленного напряжения при медленно изменяющемся выпрямленном токе находится по формуле (2, 95) и в предположении, что $\frac{di_d}{d\vartheta} = \text{const}$, оно равно

$$\bar{U}_d = \frac{3\sqrt{2}}{2\pi} E [\cos\alpha + \cos(\alpha + \gamma)] - \frac{3}{\pi}\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) x_k \frac{di_d}{d\vartheta}.$$

Здесь E — действующее значение линейной э. д. с. системы переменного тока.

Заменяя $\cos(\alpha + \gamma)$ выражением через среднее значение выпрямленного тока

$$\cos(\alpha + \gamma) = \cos\alpha - \frac{2x_k I_d}{\sqrt{2}\, E}$$

и пренебрегая пульсациями выпрямленного тока, получим следующее уравнение:

$$\bar{U}_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d - \frac{3}{\pi}\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) x_k \frac{dI_d}{d\vartheta}, \qquad (7,1)$$

связывающее среднее значение выпрямленного напряжения одномостового преобразователя и выпрямленный ток в линии передачи постоянного тока.

Обозначим

$$r_п = \frac{3}{\pi} x_k \quad \text{и} \quad x_п = \frac{3}{\pi}\left(\frac{2\pi}{3} - \frac{\gamma}{2}\right) x_k.$$

Величину $r_п$ следует рассматривать как эквивалентное активное сопротивление преобразователя, приведенное к стороне постоянного тока. Приведенное к стороне постоянного тока индуктивное сопротивление преобразователя $x_п$ зависит от величины угла коммутации. Величину этого сопротивления удобно усреднить [99], приняв среднее значение угла коммутации в области нормальных режимов преобразователя равным 20°. Получим

$$x_п \approx 1.85 x_k.$$

Уравнение (7, 1) справедливо и для выпрямительного и для инверторного режимов преобразователя. Условимся обозначать далее все величины, относящиеся к отправной системе и к выпрямительному концу электропередачи постоянного тока, индексом 1, а величины, относящиеся к ее противоположному концу и к приемной системе, индексом 2.

Имеем для выпрямителя

$$\bar{U}_{d1} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_1 \cos\alpha_1 - \frac{3}{\pi} x_{k1} I_d - 1.85 x_{k1} \frac{dI_d}{d\vartheta} \qquad (7, 1')$$

и для инвертора

$$\bar{U}_{d2} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_2 \cos\alpha_2 - \frac{3}{\pi} x_{k2} I_d - 1.85 x_{k2} \frac{dI_d}{d\vartheta}. \qquad (7, 1'')$$

В случае, когда инвертор работает с неизменным углом погасания $\delta = \text{const}$, учитывая, что $\alpha + \gamma = 180° - \delta$, вместо уравнения (7, 1″) можно получить следующее уравнение внешней характеристики инвертора:

$$\bar{U}_{d2} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_2 \cos\delta + \frac{3}{\pi} x_{k2} I_d - 1.85 x_{k2} \frac{dI_d}{d\vartheta}. \qquad (7, 2)$$

Сопоставление формул (7, 1″) и (7, 2) позволяет установить, что приведенные эквивалентные активные сопротивления инвертора, работающего с неизменным углом зажигания, и инвертора, работающего с неизменным углом погасания, отличаются знаками

$$r_{п2}\big|_{\alpha_2=\text{const}} = \frac{3}{\pi} x_{k2}, \quad \text{а} \quad r'_{п2}\big|_{\delta=\text{const}} = -\frac{3}{\pi} x_{k2}.$$

Линия электропередачи постоянного тока, электрически связывающая выпрямительную и инверторную подстанции, характеризуется распределенными параметрами. Однако благодаря наличию по обоим ее концам больших сосредоточенных индуктивностей линейных реакторов влияние распределенных параметров на характер установившихся и медленно меняющихся переходных процессов в передаче постоянного тока невелико. Это позволяет при исследовании различных стационарных режимов передачи постоянного тока, а также при исследовании таких переходных процессов, частота которых значительно меньше собственной частоты линии передачи, заместить линию передачи Т-образной схемой, в узле которой сосредоточена вся емкость C линии передачи, а суммарное активное $r_л$ и индуктивное $x_л$ сопротивления линии передачи и линейных реакторов разделены в этой точке поровну.

Прибавляя к этим сопротивлениям приведенные к стороне постоянного тока эквивалентные сопротивления выпрямителя и инвертора, мы получим окончательную приближенную схему замещения неразветвленной передачи постоянного тока, изображенную на рис. 88.

Эквивалентное активное сопротивление всей электропередачи постоянного тока зависит от условий работы инвертора. Если на инверторе поддерживается неизменным угол зажигания, то

$$r_э = r_л + \frac{3}{\pi}(x_{k1} + x_{k2}). \tag{7,3}$$

Если же поддерживается неизменным угол погасания инвертора, то

$$r'_э = r_л + \frac{3}{\pi}(x_{k1} - x_{k2}). \tag{7,4}$$

Реактивные параметры схемы замещения передачи постоянного тока не оказывают влияния на статические характеристики электропередачи и их можно не учитывать при рассмотрении этих характеристик.

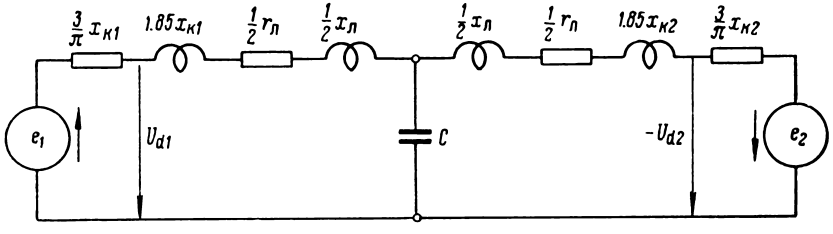


Рис. 88. Схема замещения электропередачи постоянного тока.

По концам электрической цепи, замещающей электропередачу постоянного тока, со стороны отправной системы приложена эквивалентная э. д. с. выпрямителя $\frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_1 \cos\alpha_1$, а со стороны приемной системы — эквивалентная э. д. с. инвертора $\frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_2 \cos\alpha_2$ (или $-\frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_2 \cos\delta$, если инвертор работает с постоянным углом погасания $\delta = \text{const}$).

Условные положительные направления напряжений по концам линии передачи постоянного тока на рис. 88 выбраны так, что в выпрямительном режиме работы каждого из преобразователей эти напряжения положительны.

§ 41. Влияние основных регуляторов преобразователей на работу электропередачи постоянного тока

Средние значения выпрямленного напряжения на зажимах выпрямителя и инвертора в стационарном режиме электропередачи постоянного тока в соответствии с принятым на рис. 88 условным положительным направлением напряжений связаны между собой уравнением

$$U_{d1} + U_{d2} = r_л I_d. \tag{7,5}$$

Отсюда после подстановки вместо U_{d1} и U_{d2} их выражений через действующие значения эквивалентных э. д. с. отправной и приемной систем и углы зажигания α_1 выпрямителя и α_2 инвертора можно получить следующее выражение для тока в линии передачи постоянного тока:

$$I_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \frac{E_1 \cos\alpha_1 + E_2 \cos\alpha_2}{r_э}. \tag{7,6}$$

Здесь $r_э$ — эквивалентное активное сопротивление электропередачи постоянного тока, определяемое выражением (7, 3). В стационарном режиме производная $\frac{dI_d}{d\vartheta}=0$. Поэтому здесь опущены члены, содержащие эту производную.

Уравнение (7, 6) показывает, что выпрямленный ток передачи постоянного тока зависит от параметров передачи, от величины эквивалентных э. д. с. систем переменного тока и от углов зажигания выпрямителя и инвертора. Из этого уравнения также следует, что для заданного тока в линии электропередачи данному углу зажигания α_2 инвертора должен соответствовать вполне определенный угол зажигания α_1 выпрямителя. Таким образом, существует определенное соотношение между углами зажигания выпрямителя и инвертора, при которых для заданных напряжений в отправной и приемной системах возможна передача заданной мощности из одной энергосистемы в другую.

Для изменения тока в линии передачи постоянного тока достаточно изменить напряжения U_{d1} и U_{d2} на ее концах. Это осуществляется различными путями: сеточным регулированием углов зажигания преобразователей, переключением регулировочных трансформаторов, воздействием на возбуждение синхронных генераторов систем переменного тока. Хотя изменением угла зажигания преобразователя на каком-либо одном конце передачи можно регулировать выпрямленный ток и мощность передачи в широких пределах, такое регулирование нецелесообразно, так как оно связано со значительным потреблением реактивной мощности из систем переменного тока. Необходимо осуществлять совместное регулирование углов зажигания на обеих преобразовательных подстанциях таким образом, чтобы преобразователи потребляли меньшую реактивную мощность.

Регулирование углов зажигания выпрямителя и инвертора обычно производится в электропередаче постоянного тока автоматически. Выпрямительная и инверторная подстанции электропередачи постоянного тока оборудованы различными регулирующими устройствами. На рис. 87 изображена блок-схема основных регуляторов неразветвленной передачи постоянного тока.

Основным быстродействующим регулятором на выпрямительной подстанции является регулятор тока (*РТ*), а на инверторной подстанции — регулятор угла погасания или компаундирующее устройство (*КУ*) и регулятор минимального тока (*РМТ*). Все эти регуляторы воздействуют на сеточное управление (*СУ*), изменяя углы зажигания вентилей.

Система сеточного управления питается от шин переменного тока, отделенных от места приложения эквивалентных э. д. с. системы переменного тока индуктивным сопротивлением системы переменного тока. Фазорегулирующее устройство (*Ф*) смещает управляющие импульсы на сетках вентилей преобразователя относительно основной гармоники напряжения на его шинах со стороны системы переменного тока. Вектор этого напряжения отстает на угол ϑ_s от вектора э. д. с. системы переменного тока. Поэтому угол зажигания α, отсчитываемый от момента перехода через нуль основной линейной коммутирующей э. д. с., представляет собой сумму угла ϑ_s и угла α^*, отрабатываемого системой сеточного управления, т. е. $\alpha=\vartheta_s+\alpha^*$.

Регулирование выпрямленного тока со стороны выпрямителя позволяет осуществлять работу передачи с заданной передаваемой мощностью независимо от эксплуатационных колебаний напряжения в от-

правной системе переменного тока и способствует автоматическому восстановлению нормальной работы после опрокидывания инвертора, вызванного какой-либо преходящей причиной. При коротких замыканиях в самой линии постоянного тока и при опрокидываниях инвертора регулятор тока ограничивает возрастание тока и тем самым предохраняет оборудование передачи от перегрузки по току. Таким образом, регулятор тока на выпрямителе выполняет также функции защитного устройства.

Регулятор тока увеличивает угол зажигания при увеличении тока в передаче и уменьшает этот угол при уменьшении тока. После того как угол зажигания выпрямителя становится равным нулю, регулятор тока не может далее поддерживать заданное значение тока при уменьшении тока в передаче. В этом случае поддержание тока в передаче может осуществляться регулятором минимального тока на инверторе, который уменьшает угол зажигания инвертора при уменьшении тока в передаче. Обычно этот регулятор вступает в работу тогда, когда регулятор тока на выпрямителе не в состоянии предотвратить снижение тока в передаче.

В регуляторах тока производится сравнение тока, пропорционального току передачи, с заданным током уставки. Регулятор тока на выпрямителе действует таким образом, что он осуществляет регулирование тока только тогда, когда ток в передаче больше тока, заданного током уставки. Регулятор минимального тока на инверторе, наоборот, осуществляет регулирование тока тогда, когда ток в передаче становится меньше тока, заданного током уставки [58].

Таким образом, регулятор тока на выпрямителе изменяет угол зажигания α_1^* выпрямителя по закону

$$\alpha_1^* = k_{\alpha 1}(I_d - I_{y1}),$$

причем $k_{\alpha 1} = 0$, когда $I_d < I_{y1}$.

На инверторе под действием регулятора минимального тока угол зажигания α_2^* изменяется по закону

$$\alpha_2^* = k_{\alpha 2}(I_d - I_{y2}),$$

причем $k_{\alpha 2} = 0$, когда $I_d > I_{y2}$.

Здесь I_{y1} и I_{y2} — токи уставки регуляторов тока выпрямителя и инвертора, приведенные к выпрямленному току передачи, а $k_{\alpha 1}$ и $k_{\alpha 2}$ — коэффициенты регулирования регуляторов тока.

Регулирование угла погасания инвертора позволяет осуществлять его работу с наименьшим потреблением реактивной мощности и предотвращать опрокидывание инвертора путем поддержания постоянным минимального угла погасания. Без регулирования угла погасания инвертор теряет устойчивость (опрокидывается) при коротких замыканиях в приемной системе, при возрастании тока передачи выше определенного предела и при других аварийных процессах.

Простейшим регулятором, выполняющим задачу поддержания угла погасания инвертора примерно постоянным при изменениях тока и при колебаниях напряжения в приемной системе, является компаундирующее устройство [74]. Компаундирующее устройство состоит из двух элементов: элемента тока и элемента напряжения. Элемент тока изменяет угол зажигания инвертора в зависимости от тока таким образом, чтобы при нормальном напряжении в приемной системе угол погасания δ не выходил из заданных пределов. Элемент напряжения изме-

няет угол зажигания инвертора при отклонениях напряжения в приемной системе от нормального, также поддерживая примерно постоянным угол погасания.

Компаундирующее устройство изменяет угол зажигания инвертора по закону

$$\alpha_2^* = -k_т I_d + k_н^* U - k_н^{**}(U - U_0),$$

причем $k_н^{**}$ не равен нулю, когда $U > U_0$, и равен нулю, когда $U \leqslant U_0$. Здесь U — напряжение на шинах системы переменного тока, U_0 — величина этого напряжения, соответствующая точке излома кусочно-линейной характеристики элемента напряжения, а $k_т$, $k_н^*$ и $k_н^{**}$ — коэффициенты регулирования элемента тока и элемента напряжения компаундирующего устройства.

В зоне действия регулятора минимального тока компаундирующее устройство не выводится из работы. Действие токового элемента этого устройства эквивалентно некоторому уменьшению коэффициента регулирования $k_{α2}$ регулятора минимального тока. В самом деле, при совместном действии регулятора минимального тока и компаундирующего устройства закон изменения угла зажигания инвертора может быть записан следующим образом:

$$\alpha_2^* = (k_{α2} - k_т)(I_d - I_{у2}) - k_т I_{у2} + k_н^* U - k_н^{**}(U - U_0).$$

Вследствие того, что коэффициент регулирования $k_{α2}$ регулятора минимального тока значительно больше коэффициента регулирования $k_т$ токового элемента, встречное действие этих регуляторов в рассматриваемой зоне не ухудшает условия регулирования. Составляющая $k_т I_{у2}$ в последнем выражении определяет сдвиг угла зажигания α_2^*, который дает компаундирующее устройство в зоне действия регулятора минимального тока.

Таким образом, закон изменения угла зажигания выпрямителя с регулятором тока при питании системы сеточного управления от шин отправной энергосистемы выражается следующим уравнением:

$$\alpha_1 = \alpha_{01} + 0_{в1} + k_{α1}(I_d - I_{у1}), \qquad (7,7)$$

а закон изменения угла зажигания инвертора, снабженного регулятором минимального тока и компаундирующим устройством, определяется уравнением

$$\alpha_2 = \alpha_{02} + 0_{в2} + k_{α2}(I_d - I_{у2}) - k_т I_d + k_н U + k_н^{**} U_0. \qquad (7,8)$$

Здесь α_{01} и α_{02} — начальные углы зажигания выпрямителя и инвертора, $0_{в1}$ и $0_{в2}$ — углы, учитывающие смещение по фазе основных гармоник напряжения на шинах систем относительно эквивалентных э. д. с., и $k_н = k_н^* - k_н^{**}$.

Дополнением к компаундирующему устройству, вводящим поправку в угол погасания инвертора, поддерживаемый этим устройством, может служить корректор угла погасания [75].

Действие описанных выше быстродействующих регуляторов в передаче постоянного тока может быть дополнено так называемым вторичным сеточным регулированием активной мощности передачи по заданному закону путем автоматического воздействия на токи уставок регуляторов тока.

Система быстродействующего регулирования передачи постоянного тока не исключает надобности в более медленном регулировании режимов передачи постоянного тока (например, в регулировании напряжения с помощью регулировочных трансформаторов). Подобное режимное регулирование передачи постоянного тока необходимо для установления таких напряжений переменного тока по ее концам, при которых преобразователи работают с малыми углами зажигания и погасания вентилей, и, следовательно, с минимальным потреблением реактивной мощности из систем переменного тока.

Регулировочные трансформаторы, устанавливаемые на преобразовательных подстанциях электропередачи постоянного тока, а также специальные регуляторы (например, регулятор угла зажигания выпрямителя, воздействующий на уставки регуляторов возбуждения синхронных генераторов отправной энергосистемы) изменяют напряжения по концам передачи постоянного тока. Их влияние на характеристики передачи постоянного тока может быть учтено изменением принятых величин напряжений переменного тока по концам электропередачи постоянного тока.

§ 42. Статические характеристики электропередачи постоянного тока

Основными статическими характеристиками электропередачи постоянного тока являются зависимости ее выпрямленного напряжения от тока в передаче и зависимости активной и реактивной мощности от напряжения системы переменного тока. Эти характеристики имеют различный вид для отправного и приемного конца электропередачи и зависят от способа и условий регулирования преобразователей.

На рис. 89 изображены внешние характеристики выпрямителя с регулятором выпрямленного тока (кривая *1*), инвертора с регулятором угла погасания (кривая *2*) и инвертора с регулятором угла погасания и с регулятором минимального тока (кривая *3*). В последнем случае, когда на инверторной подстанции установлены оба быстродействующих регулятора, внешняя характеристика инвертора в той зоне, где регулятор минимального тока не действует, совпадает с кривой *2*.

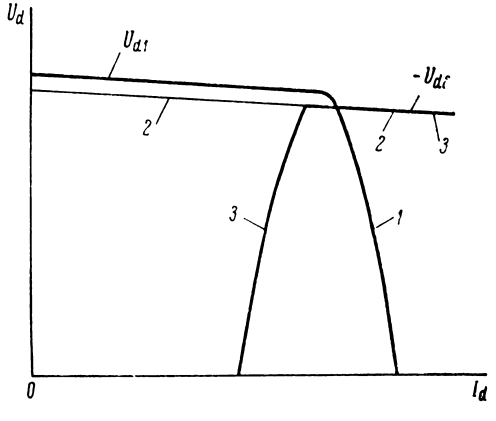


Рис. 89. Внешние характеристики выпрямителя с регулятором тока и инвертора с регуляторами угла погасания и минимального тока.

Внешняя характеристика выпрямителя в той зоне, где регулятор тока не действует, изображается пологой прямой линией с наклоном, пропорциональным величине эквивалентного сопротивления $r_{\text{п}}$. Крутая часть характеристики получается, когда на выпрямителе работает регулятор тока. Наклон внешней характеристики в этой последней части может изменяться выбором величины коэффициента регулирования регулятора тока. Точка излома внешней характеристики выпрямителя перемещается путем изменения величины тока уставки $I_{\text{у}_1}$ регулятора тока.

Внешняя характеристика инвертора с регулятором угла погасания изображается прямой линией с наклоном, пропорциональным величине эквивалентного сопротивления $r_{п2}$. Крутая часть внешней характеристики инвертора получается, когда на инверторе действует регулятор минимального тока. Наклон внешней характеристики инвертора в зоне действия регулятора минимального тока может изменяться выбором величины коэффициента регулирования этого регулятора. Точка излома внешней характеристики инвертора перемещается путем изменения величины тока уставки $I_{у2}$ регулятора минимального тока.

Рабочая точка на внешних характеристиках выпрямителя и инвертора определяется пересечением этих характеристик. При этом одну из этих характеристик следует пересчитать с учетом падения напряжения от выпрямленного тока в активном сопротивлении $r_л$ линии передачи. Например, если внешняя характеристика выпрямителя приводится к концу линии постоянного тока, то $U'_{d1} = U_{d1} - r_л I_d$, а если внешняя характеристика инвертора приводится к началу этой линии, то $-U'_{d2} = -U_{d_2} + r_л I_d$.

Внешние характеристики передачи постоянного тока в реальных условиях несколько отличаются от рассмотренных выше характеристик. Так, например, вследствие того, что компаундирующее устройство, установленное на инверторе для регулирования угла погасания, поддерживает этот угол не строго постоянным, внешняя характеристика инвертора не является прямолинейной. Нелинейность внешней характеристики инвертора может оказать существенное влияние на работу передачи, когда регулятор минимального тока на инверторе отключен или не действует. На рис. 90 изображены внешняя характеристика выпрямителя (кривая *1*) и внешние характеристики инвертора (кривые *2*, *3* и *4*) без регулятора минимального тока. Внешняя характеристика инвертора с компаундирующим устройством, настроенным так, что оно поддерживает постоянство угла погасания только в некоторой зоне режимов, близких к номинальному, изображена на рис. 90 кривой *2*. Эта кривая занимает промежуточное положение между кривой внешней характеристики нерегулируемого инвертора (кривая *3*), работающего с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$, и кривой внешней характеристики инвертора с идеальным регулятором угла погасания (кривая *4*), когда угол погасания $\delta = \text{const}$.

При неизменных напряжениях переменного тока со стороны выпрямителя и инвертора устойчивой точкой работы передачи является точка *а* пересечения внешних характеристик выпрямителя и инвертора. Однако даже при незначительных изменениях напряжения в смежных с передачей постоянного тока системах переменного тока возможно уменьшение угла зажигания выпрямителя до нуля. В этих условиях в случае работы инвертора с компаундирующим устройством могут возникнуть медленные колебания мощности и тока передачи, которые не являются периодическими. Колебания возникают из-за незначительных случайных отклонений напряжения в системах переменного тока. Причина таких колебаний становится ясной при рассмотрении внешних характеристик выпрямителя (кривая *1*) и инвертора (кривая *2*), показанных на рис. 90. Если незначительно понизится напряжение переменного тока со стороны выпрямителя или повысится напряжение в приемной системе инвертора, то точка пересечения внешних характеристик преобразователей сместится влево. Выпрямленный ток в передаче уменьшится. Точка *в* является неустойчивой и режим установится в точке *с*. При восстановлении напряжений в системах переменного тока к их прежним величинам режим снова восстановится

в точке *a*. Такие колебания наблюдались на электродинамической модели. Они зафиксированы на осциллограммах, приведенных на рис. 91.

Величина сброса мощности в передаче постоянного тока при отсутствии регулятора минимального тока зависит от вида внешних характеристик. Если внешняя характеристика инвертора идет параллельно внешней характеристике выпрямителя или круче этой характеристики (например, кривая *4* на рис. 90), то возможна полная разгрузка передачи постоянного тока даже при небольших изменениях напряжения переменного тока. Если эти характеристики при любых соотношениях напряжений в системах переменного тока пересекаются в одной точке (пересечение кривых *1* и *3* на рис. 90), то колебаний мощности в передаче постоянного тока совсем не будет. Возможность возникновения колебаний мощности в передаче постоянного тока полностью устраняется при включении на инверторе регулятора минимального тока с током уставки, соответствующим рабочему току передачи. В этом случае внешняя характеристика инвертора круто загибается вниз, и имеется одна устойчивая точка пересечения ее с внешней характеристикой выпрямителя.

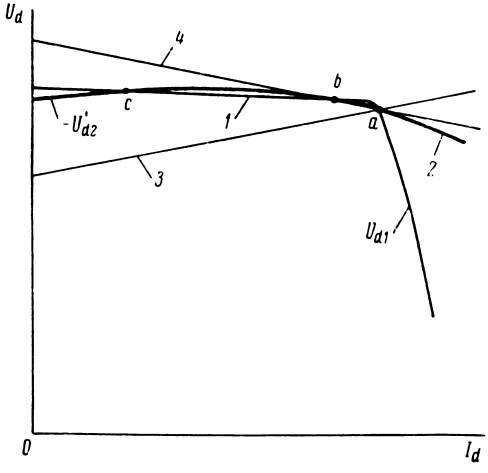


Рис. 90. Внешние характеристики выпрямителя с регулятором тока и инвертора при различных условиях его регулирования.

Зависимости активной и реактивной мощности преобразователей от напряжения на шинах переменного тока характеризуют реакцию электропередачи постоянного тока на изменения напряжения в системе переменного тока в статических режимах.

На рис. 92 приведены зависимости активной и реактивной мощности выпрямителя от напряжения на шинах отправной системы переменного тока, снятые экспериментально на модели электропередачи постоянного тока. Характеристики получены при наличии регулятора тока на выпрямителе и компаундирующего устройства на инверторе. В той зоне, где регулятор тока на выпрямителе не действует, статические характеристики мощности имеют различный вид в зависимости от того, работает или не работает регулятор минимального тока на инверторе.

Без регулятора минимального тока на инверторе (рис. 92, *а*) активная и реактивная мощности выпрямителя сильно зависят от напряжения на шинах отправной системы переменного тока. При понижении этого напряжения активная и реактивная мощности выпрямителя резко уменьшаются вследствие того, что при этом перестает действовать регулятор тока. При повышении этого напряжения активная и реактивная мощности возрастают плавно, так как выпрямленный ток возрастает только за счет того, что регулятор тока обладает некоторым статизмом. Реактивная мощность при этом возрастает больше, чем активная, вследствие значительного увеличения угла зажигания выпрямителя его регулятором тока.

При включенном на приемном конце передачи постоянного тока регуляторе минимального тока с уставкой тока, соответствующей номиналь-

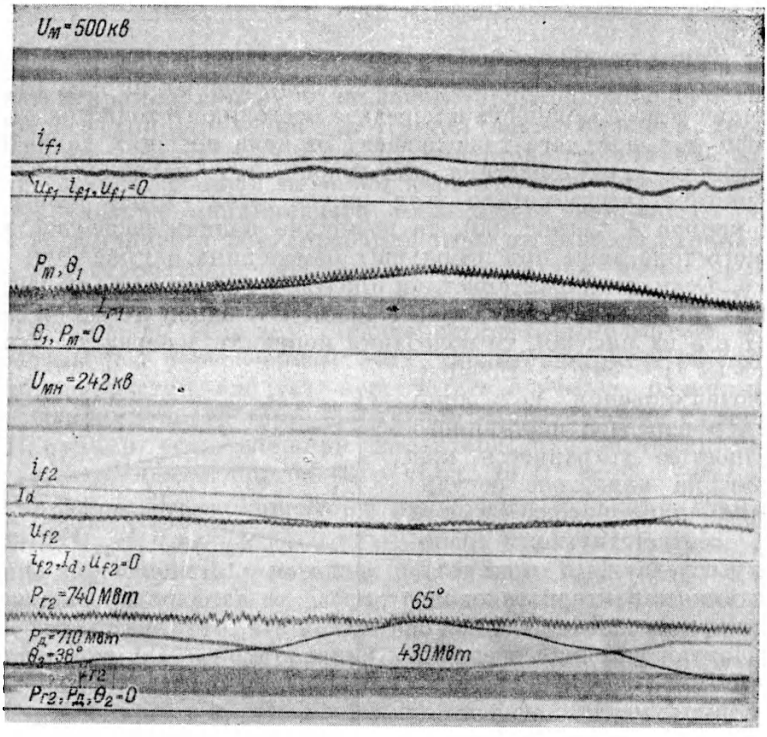


Рис. 91. Осциллограммы [illegible] зленных колебаний в системе с электропередачей постоянного тока.

(Обозначения см. на стр. 293)

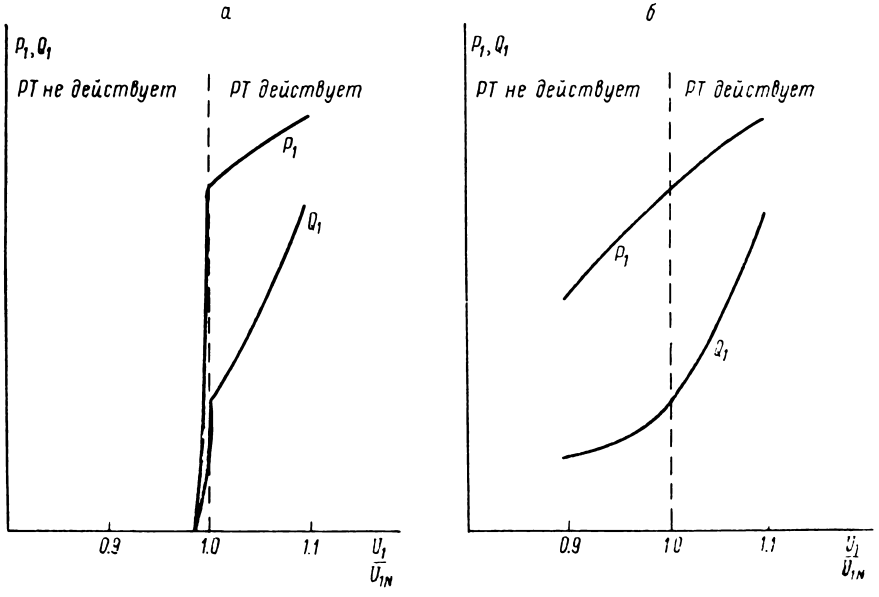


Рис. 92. Зависимости активной и реактивной мощности выпрямителя электропередачи постоянного тока от напряжения переменного тока на его шинах.

а — без регулятора минимального тока; *б* — с регулятором минимального тока на инверторе.

ному току передачи, статические характеристики мощности выпрямителя имеют иной вид (рис. 92, *б*). При понижении напряжения на шинах отправной энергосистемы регулятор минимального тока ограничивает уменьшение выпрямленного тока в передаче, а следовательно, и уменьшение активной и реактивной мощности выпрямителя. Реактивная мощность уменьшается в меньшей степени, чем активная мощность передачи в силу того, что уменьшение выпрямленного тока ограничено, а угол коммутации выпрямителя увеличивается с уменьшением напряжения в отправной энергосистеме. При этом понижается коэффициент мощности преобразователя. В случае повышения напряжения в этой системе регулятор минимального тока не действует и статические характеристики получаются такие же, как и на рис. 92, *а*.

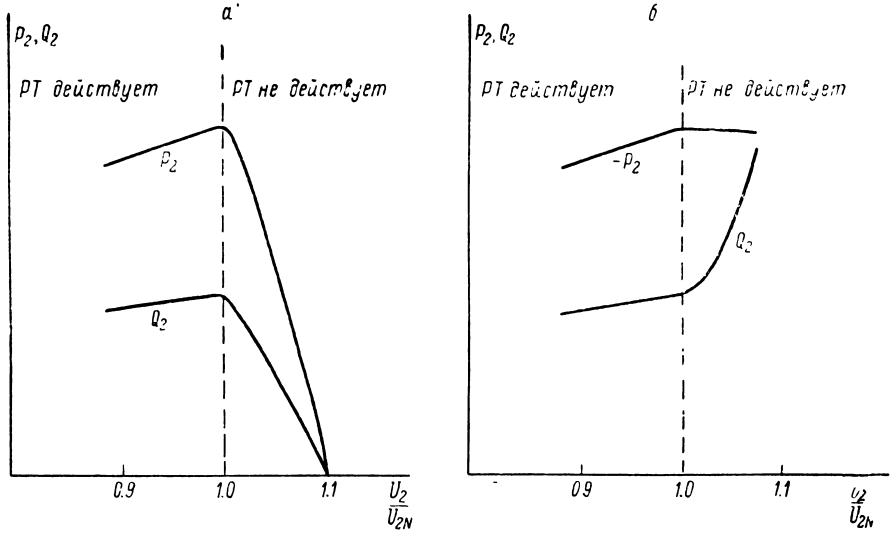


Рис. 93. Зависимости активной и реактивной мощности инвертора электропередачи постоянного тока от напряжения переменного тока на его шинах.

а — без регулятора минимального тока; *б* — с регулятором минимального тока.

Аналогичные зависимости активной и реактивной мощности инвертора от напряжения на шинах приемной системы, снятые на модели передачи постоянного тока, приведены на рис. 93.

Без регулятора минимального тока на инверторе (рис. 93, *а*) при повышении напряжения в приемной системе выпрямленное напряжение на зажимах инвертора возрастает и регулятор тока на отправном конце передачи выходит из работы. Выпрямленный ток в передаче постоянного тока резко уменьшается. В результате активная и реактивная мощности инвертора при повышении напряжения в приемной системе также резко уменьшаются. При понижении напряжения в приемной системе выпрямленное напряжение на зажимах инвертора уменьшается. Выпрямленный ток в передаче при этом поддерживается постоянным с помощью регулятора тока на выпрямителе. Поэтому активная и реактивная мощности инвертора при понижении напряжения уменьшаются в меньшей степени, чем при повышении напряжения в приемной системе.

При работающем регуляторе минимального тока (рис. 93, *б*) активная и реактивная мощности меньше зависят от изменения напряжения на шинах приемной системы. При понижении этого напряжения регулятор минимального тока не действует, но выпрямленный ток в передаче под-

держивается регулятором тока выпрямителя. При повышении напряжения в приемной системе уменьшение выпрямленного тока ограничивается действием регулятора минимального тока. В результате активная мощность передачи почти не изменяется при повышении напряжения в приемной системе, а реактивная мощность инвертора увеличивается из-за уменьшения регулятором минимального тока угла зажигания инвертора.

Влияние изменений частоты системы переменного тока на мощности передачи постоянного тока, как правило, проявляется мало. Это влияние сказывается лишь вследствие изменения эквивалентных индуктивных сопротивлений контуров коммутации преобразователей. Расчеты показывают, что, например, при отклонениях частоты на пять процентов активная и реактивная мощности передачи постоянного тока изменяются менее чем на один процент. Поэтому в первом приближении можно считать, что активная и реактивная мощности передачи постоянного тока не зависят от частоты. Те случаи, в которых изменение частоты имеет существенное влияние, например, случаи работы отдельного синхронного генератора на передачу постоянного тока, являются особыми и требуют отдельного изучения.

§ 43. Динамические характеристики электропередачи постоянного тока

При принятой в настоящее время и описанной выше системе автоматического регулирования передачи постоянного тока ее мощность изменяется путем изменения выпрямленного тока при незначительном изменении выпрямленного напряжения. На протекание медленных процессов емкость воздушной линии практически не влияет и ее можно не учитывать. Скорость изменения выпрямленного тока при этом зависит только от постоянной времени линии передачи постоянного тока $\tau = \frac{L_э}{r_л}$ и от разности напряжений по концам линии передачи.

В самом деле для динамических процессов, протекающих достаточно медленно, вместо уравнения (7,5) справедливо следующее уравнение:

$$U_{d1} + U_{d2} = r_л I_d + x_э \frac{dI_d}{d\vartheta}. \qquad (7,9)$$

Рассматривая работу передачи постоянного тока, например, со стороны отправной энергосистемы, выражение $-U_{d2} + r_л I_d = -U'_{d_2}$ можно рассматривать как выпрямленное напряжение на зажимах инвертора, приведенное к отправному концу электропередачи постоянного тока.

Следовательно, скорость изменения выпрямленного тока пропорциональна напряжению $U_{d1} - (-U_{d2}) = U_{d1} + U'_{d2}$.

Скорость изменения тока в передаче постоянного тока зависит также от условий работы ее основных регуляторов и от параметров, определяющих исходный режим работы электропередачи в начале изменения выпрямленного тока.

На рис. 94 показаны внешние характеристики выпрямителя и инвертора для отправного конца электропередачи постоянного тока при регулировании тока в линии передачи с помощью регулятора тока выпрямителя. При уменьшении тока уставки I_{y1} угол зажигания выпрямителя увеличивается, что приводит к уменьшению выпрямленного напряжения в начале линии передачи. Ток в электропередаче быстро уменьшается. Так, например, сброс тока в модели электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс происходит за 0,007—0,008 *сек*.

и это время не зависит, как это видно из осциллограмм, приведенных на рис. 95, *а*, от начального угла зажигания α_1 выпрямителя.

При увеличении тока уставки I_{y1} угол зажигания выпрямителя уменьшается от некоторого начального значения до нуля. Чем меньше начальный угол зажигания выпрямителя, тем меньше повышение выпрямленного напряжения на отправном конце линии передачи и тем меньше скорость нарастания выпрямленного тока. Это обстоятельство хорошо иллюстрируется осциллограммами, приведенными на рис. 95, *б*, снятыми при тех же параметрах электропередачи, что и предыдущие осциллограммы. Время наброса тока в электропередаче зависит от начального угла зажигания выпрямителя. В табл. 8 дано время полного наброса тока в модели электропередачи Волгоград—Донбасс в зависимости от начального угла зажигания выпрямителя. Это время определено экспериментально при обработке осциллограмм, изображенных на рис. 95, *б*.

Таблица 8

Зависимость времени наброса тока электропередачи постоянного тока от начального угла зажигания выпрямителя

α_1	5°	10°	15°	20°	30°
Время наброса тока, в *сек.*	1.0	0.72	0.30	0.13	0.056

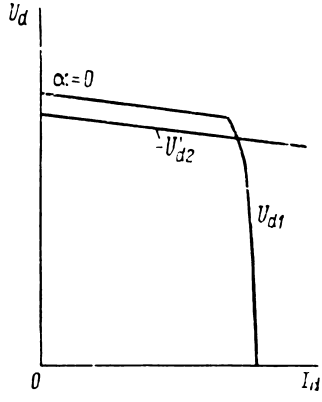


Рис. 94. Внешние характеристики выпрямителя и инвертора при регулировании выпрямленного тока с помощью регулятора тока.

Постоянная времени нарастания тока уставки в модели была равна 0.01 *сек*. Запаздывание в цепи уставки при быстром набросе тока не влияет на процесс нарастания выпрямленного тока в передаче, так как нарастание тока уставки происходит при угле зажигания выпрямителя $\alpha_1 = 0$.

При регулировании мощности электропередачи постоянного тока со стороны инвертора и отсутствии телесвязи с выпрямительной подстанцией регулирование выпрямленного тока можно производить путем изменения тока уставки регулятора минимального тока на инверторной подстанции. На рис. 96, *а* и *б* показаны внешние характеристики выпрямителя и инвертора для приемного конца электропередачи постоянного тока при регулировании выпрямленного тока с помощью регулятора минимального тока. Для того чтобы такое регулирование было возможным, приведенная внешняя характеристика выпрямителя должна быть ниже внешней характеристики инвертора при угле погасания $\delta = \delta_{min}$ (рис. 96, *а*). Если внешние характеристики выпрямителя и инвертора при $\delta = \delta_{min}$ пересекаются (рис. 96, *б*), то зона регулирования передачи постоянного тока со стороны ее приемного конца ограничена минимальным выпрямленным током $I_{d\min}$, определяемым точкой пересечения внешних характеристик.

При быстром увеличении тока уставки I_{y2} регулятора минимального тока угол зажигания α_2 инвертора уменьшается, что приводит к понижению выпрямленного напряжения на зажимах инвертора и к быстрому нарастанию тока в линии передачи. При уменьшении тока уставки I_{y2} регулятора минимального тока угол зажигания α_2 увеличивается

незначительно до такого значения, когда угол погасания δ становится равным его минимально допустимому значению δ_{min}. Выпрямленное напряжение на зажимах инвертора в этом случае повышается незначительно, что приводит к плавному уменьшению тока в линии передачи.

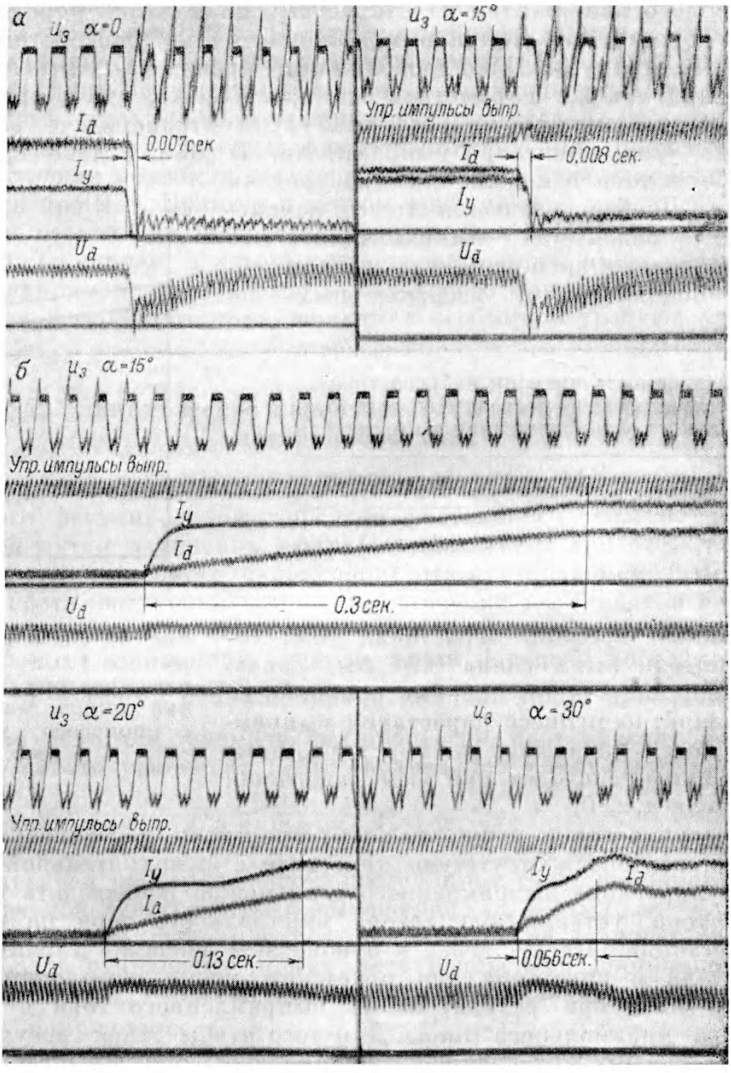


Рис. 95. Осциллограммы сброса (*а*) и наброса (*б*) нагрузки передачи постоянного тока при изменении тока уставки регулятора тока на выпрямителе.

Из осциллограмм сброса и наброса тока в модели электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс, показанных на рис. 97, видно, что наброс нагрузки передачи при любых углах погасания всегда происходит быстро (за время 0.024—0.026 *сек*), скорость же сброса нагрузки передачи зависит от начального угла погасания.

Наиболее благоприятные динамические характеристики передачи постоянного тока получаются при взаимно связанных уставках регуля-

торов тока на выпрямительной и инверторной подстанциях электропередачи. На рис. 98 показаны внешние характеристики выпрямителя и инвертора при совместном регулировании выпрямительного тока с помощью регуляторов тока на обеих преобразовательных подстанциях. На рис. 99 показаны осциллограммы сброса и наброса выпрямленного тока в модели электропередачи Волгоград—Донбасс при одновременном изменении токов уставки регулятора тока и регулятора минимального

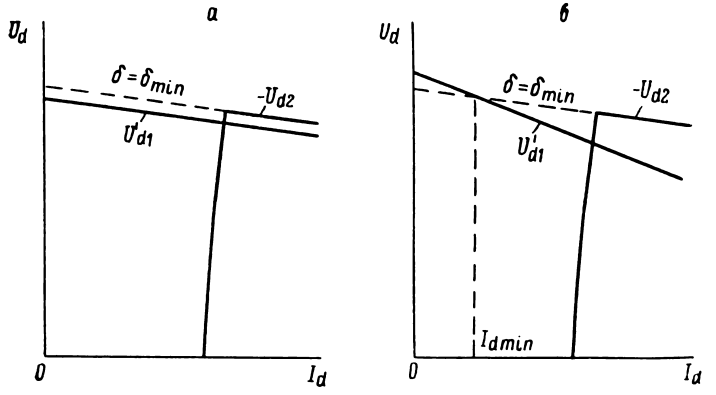


Рис. 96. Внешние характеристики выпрямителя и инвертора при регулировании выпрямленного тока с помощью регулятора минимального тока.

а — при $x_{k1}=x_{k2}$; *б* — при $x_{k1}>x_{k2}$.

тока. При совместном регулировании преобразователей электропередачи постоянного тока изменение выпрямленного тока в передаче происходит очень быстро. Передача постоянного тока становится практически безынерционной. При таком регулировании не нужен запас начальных углов зажигания и погасания. Угол зажигания α_1 выпрямителя может быть равен нулю, а угол погасания δ инвертора — минимальному углу δ_{min}. Поэтому при совместном автоматическом регулировании выпрямителя и инвертора имеется возможность работы преобразователей с минимальным потреблением реактивной мощности из системы переменного тока.

§ 44. Электрический расчет режима электропередачи постоянного тока, соединяющей две энергосистемы переменного тока

Полученные в предыдущих главах и в начале данной главы формулы позволяют выполнить электрический расчет установившихся режимов электропередачи постоянного тока, которая связывает две энергосистемы переменного тока. Принципиальная схема такой системы была изображена на рис. 87. Примыкающие к электропередаче постоянного тока энергосистемы замещены в этой схеме эквивалентными э. д. с. и индуктивными сопротивлениями.

На рис. 100 построена векторная диаграмма основных гармоник тока, напряжения и э. д. с. для отправной системы переменного тока. Поскольку в дальнейшем анализе высшие гармоники тока и напряжения не учитываются, на данной диаграмме и в последующем изложении для упрощения записи везде опущен индекс, указывающий поряд-

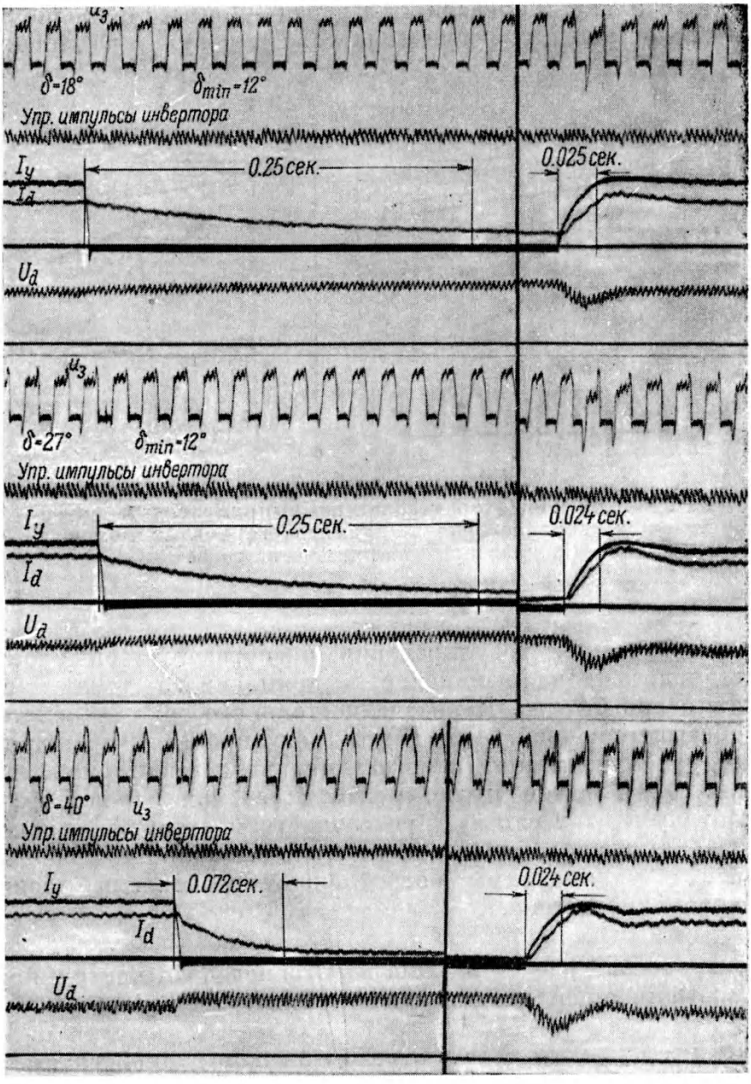


Рис. 97. Осциллограммы сброса и наброса нагрузки передачи постоянного тока при изменении тока уставки регулятора минимального тока на инверторе.

ковый номер гармоники. С помощью этой векторной диаграммы легко установить следующие соотношения между током, фазным напряжением и э. д. с. в каждой системе переменного тока:

$$E_m \sin \theta_s = x_s I_m \cos \varphi; \qquad (7,10)$$

$$E_m \cos \theta_s = U_m + x_s I_m \sin \varphi; \qquad (7,11)$$

$$E_m^2 - 2E_m U_m \cos \theta_s + U_m^2 = x_s^2 I_m^2. \qquad (7,12)$$

Используя эти соотношения, можно получить следующие формулы для активной и реактивной мощностей на шинах систем переменного тока:

$$P = \frac{3}{2} U_m I_m \cos \varphi = \frac{3}{2} \frac{E_m U_m}{x_s} \sin \theta_s = \frac{EU}{x_s} \sin \theta_s; \qquad (7,13)$$

$$Q = \frac{3}{2} U_m I_m \sin \varphi = \frac{3}{2} \left(\frac{E_m U_m}{x_s} \cos \theta_s - \frac{U_m^2}{x_s} \right) = \frac{EU}{x_s} \cos \theta_s - \frac{U^2}{x_s}. \qquad (7,14)$$

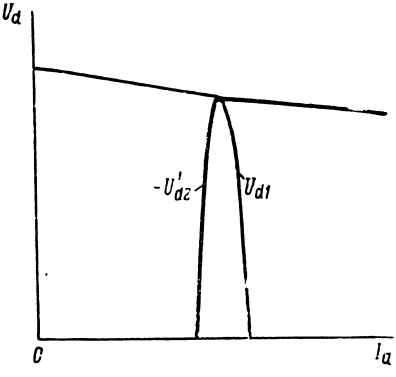


Рис. 98. Внешние характеристики выпрямителя и инвертора при совместном регулировании выпрямленного тока с помощью регуляторов тока обоих преобразователей.

Для реактивной мощности в точке приложения э. д. с. системы переменного тока имеем

$$Q_e = Q + \frac{3}{2} x_s I_{m1}^2 = \frac{3}{2} \left(\frac{E_m^2}{x_s} - \frac{E_m U_m}{x_s} \cos \theta_s \right) = \frac{E^2}{x_s} - \frac{EU}{x_s} \cos \theta_s. \qquad (7,15)$$

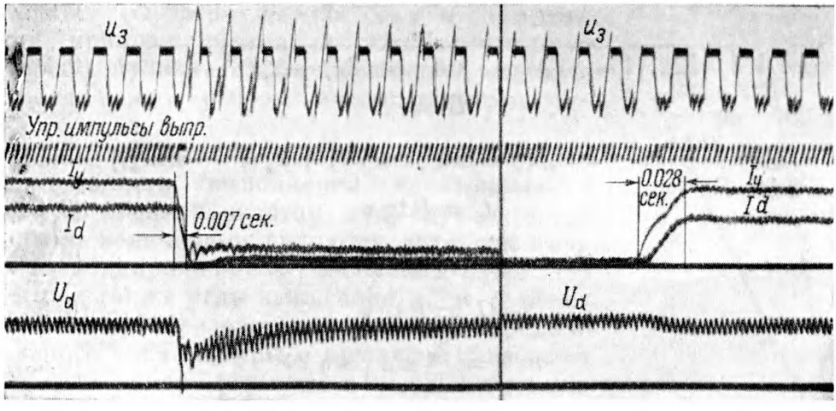


Рис. 99. Осциллограммы сброса и наброса нагрузки передачи постоянного тока при одновременном изменении токов уставки регулятора тока и регулятора минимального тока.

В формулах (7,13), (7,14) и (7,15) $E = \sqrt{\frac{3}{2}} E_m$ и $U = \sqrt{\frac{3}{2}} U_m$ — действующие значения основных гармоник линейных э. д. с. и напряжения. Исключая в уравнениях (7,13) и (7,14) и, соответственно, в уравнениях (7,13) и (7,15) функции угла θ_s, получаем следующие зависимости:

$$(Px_s)^2 + (Qx_s + U^2)^2 = (EU)^2; \qquad (7,16)$$

$$(Px_s)^2 + (E^2 - Q_e x_s)^2 = (EU)^2. \qquad (7,17)$$

В дальнейшем по-прежнему все величины, относящиеся к отправной энергосистеме, будем снабжать индексом 1, а величины, относящиеся к приемной энергосистеме, — индексом 2.

Электрический расчет режима электропередачи постоянного тока состоит в определении всех основных электрических величин, характеризующих работу как самой электропередачи, так и соединяемых ею энергосистем. При этом будем считать известными передаваемую мощность и напряжение на шинах переменного тока одной из энергосистем, а также углы зажигания обоих концевых преобразователей электропередачи постоянного тока.

Расчеты могут быть выполнены с использованием одной из приведенных ниже двух совокупностей расчетных формул. Все эти расчетные формулы были получены выше. Здесь в некоторых из них амплитуды фазных величин выражены через действующие значения линейных величин, которые являются общепринятыми в расчетах режимов систем переменного тока, а для определения угла $\theta_в$ вместо выражения (6,22) для $\operatorname{tg}\theta_в$ дано выражение для синуса этого угла. Прежние номера формул указаны в скобках для всех приведенных ниже формул.

В одном варианте (А) расчета совокупность расчетных формул следующая:

(A)

1) $$P = U_d I_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E I_d \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d^2 \qquad (2,98)$$

2) $$U_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d \qquad (2,97)$$

3) $$\frac{2x_k I_d}{\sqrt{2}E} = \cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma) \qquad (2,91)$$

4) $$v = \sqrt{1 - 2\bar{x}_в(1-\gamma\bar{x}_в)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) - \bar{x}_в^2(\gamma^2 - \sin^2\gamma)} \qquad (6,24')$$

5) $$U = vE \qquad (6,23)$$

6) $$Q = \frac{3E^2}{2\pi x_k}\left[(1-2\gamma\bar{x}_в)(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) + \bar{x}_в(\gamma^2 - \sin^2\gamma)\right] \qquad (6,37)$$

7) $$Q = P\operatorname{tg}\varphi \qquad (6,84)$$

8) $$Q_e = \frac{3E^2}{2\pi x_k}(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi) \qquad (6,34)$$

9) $$Q_e = P\operatorname{tg}\varphi_e \qquad (6,84')$$

10) $$\sin\theta_в = \frac{\bar{x}_в}{v}\sin\gamma\sin 2\psi \qquad (6,22)$$

11) $$\delta = 180° - (\alpha+\gamma) \qquad (2,94)$$

12) $$I_d = \frac{U_{d1} + U_{d2}}{r_л} \qquad (7,5)$$

Здесь

$$\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2} \quad \text{и} \quad \bar{x}_в = \frac{3x_в}{2\pi x_k}.$$

В другом варианте (Б) расчета совокупность расчетных формул следующая:

(Б)

1) $$P = U_d I_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E I_d \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d^2 \qquad (2,98)$$

2) $$U_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d \qquad (2,97)$$

3) $$\cos\varphi = \frac{\pi}{3} \frac{U_d}{\sqrt{2}U} \qquad (6,53)$$

4) $$Q = P \operatorname{tg}\varphi \qquad (6,84)$$

5) $$(EU)^2 = (Px_s)^2 + (Qx_s + U^2)^2 \qquad (7,16)$$

6) $$P = \frac{EU}{x_s} \sin\theta_s \qquad (7,13)$$

7) $$Q_e = \frac{E^2}{x_s} - \frac{EU}{x_s} \cos\theta_s \qquad (7,15)$$

8) $$\cos\varphi_e = \frac{\pi}{3} \frac{U_d}{\sqrt{2}E} \qquad (6,54)$$

9) $$Q_e = P \operatorname{tg}\varphi_e \qquad (6,84')$$

10) $$(EU)^2 = (Px_s)^2 + (E^2 - Q_e x_s)^2 \qquad (7,17)$$

11) $$Q = \frac{EU}{x_s} \cos\theta_s - \frac{U^2}{x_s} \qquad (7,14)$$

12) $$I_d = \frac{U_{d1} + U_{d2}}{r_л} \qquad (7,5)$$

В варианте (А) нет никаких приближенных формул, но ряд величин выражен через углы коммутации преобразователей, которые определяются из трансцендентного уравнения (2,91). В варианте (Б) формулы для $\cos\varphi$ и $\cos\varphi_e$ являются приближенными, но зато отсутствуют какие-либо вспомогательные величины, характеризующие режим работы электропередачи постоянного тока.

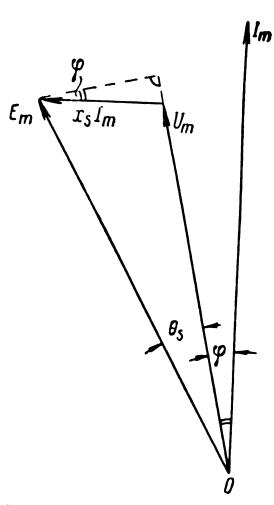


Рис. 100. Векторная диаграмма тока, напряжения и э. д. с. для отправной энергосистемы.

На рис. 101 и 102 стрелками указана последовательность выполнения электрического расчета по обоим вариантам для случая, когда заданными величинами являются активная мощность P_1 и напряжение U_1 на шинах отправной системы, а также углы зажигания α_1 и α_2 обоих концевых преобразователей электропередачи постоянного тока. Цифры в кружках указывают порядковый номер формулы в каждой совокупности расчетных формул. В обоих вариантах расчета необходимо предварительно задать величину э. д. с. E_1 системы переменного тока, а затем после выполнения расчета по указанному стрелками замкнутому циклу уточнить эту величину и снова повторить расчет по этому циклу. Расчет по циклу следует повторять, пока конечное значение E_1 не совпадает с достаточной точностью с заданным. Как видно из представленных на рис. 101 и 102 схем расчета, в варианте (А) итерационный цикл охватывает меньшее число расчетных формул, чем в варианте (Б). В случае, когда заданными являются активная мощность P_2 и напряжение U_2 на шинах

приемной системы, порядок выполнения электрического расчета режима электропередачи постоянного тока будет таким же. При других исходных данных схема расчета, естественно, изменится.

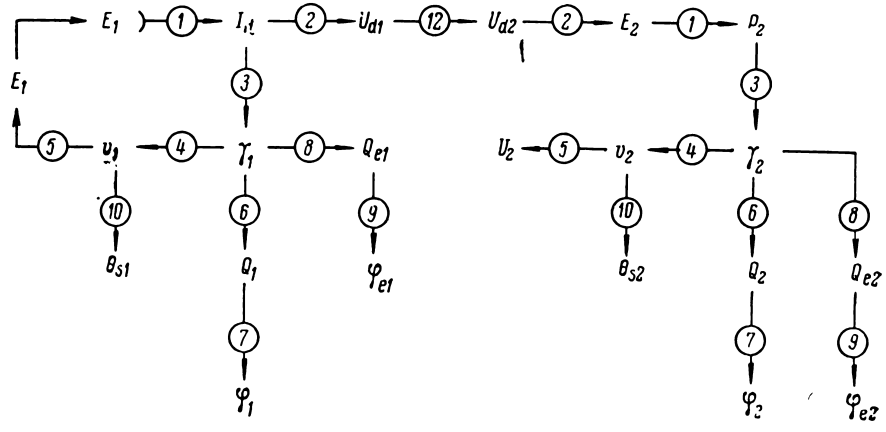


Рис. 101. Схема расчета режима электропередачи постоянного тока по варианту (А).

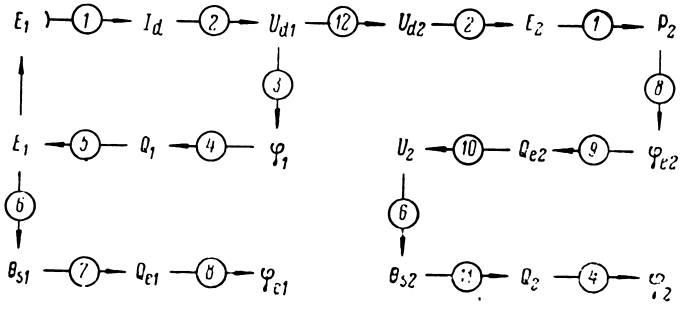


Рис. 102. Схема расчета режима электропередачи постоянного тока по варианту (Б).

Электрический расчет режима электропередачи постоянного тока необходим как при расчетах статических характеристик электропередачи постоянного тока, так и при расчетах устойчивости систем переменного тока, содержащих электропередачу постоянного тока.

§ 45. Расчет статических характеристик мощности электропередачи постоянного тока

Рассмотрим метод расчета наиболее важных статических характеристик мощности электропередачи постоянного тока, а именно, зависимостей активной и реактивной мощностей преобразователей передачи постоянного тока от напряжения на шинах одной из соединяемых ею систем переменного тока. Расчеты выполним при условии постоянства или э. д. с. или напряжения в другой системе.

В самой электропередаче постоянного тока при таком расчете необходимо учитывать действие автоматических регулирующих устройств при изменениях режима работы электропередачи. Далее принято, что в электропередаче постоянного тока действуют регулятор тока на выпрямительной подстанции и компаундирующее устройство на инверторной подстанции. Поэтому совокупности расчетных формул (А) и (Б) необходимо дополнить следующими двумя уравнениями, определяющими законы регулирования углов зажигания обоих преобразователей электропередачи постоянного тока:

$$13)\ \alpha_1 = \alpha_{01} + 0_{s1} + k_{\alpha_1}(I_d - I_{y1})\ ^{**} \qquad (7,7)$$

$$14)\ \alpha_2 = \alpha_{02} + 0_{s2} - k_т I_d + k_н U + k_н U_0 \qquad (7,8')$$

Уравнение (7, 7) учитывает действие регулятора тока на выпрямителе, а уравнение (7, 8′) — действие компаундирующего устройства на инверторе. Последнее уравнение проще приведенного в § 41 уравнения (7, 8), поскольку предположено, что на инверторе действует только компаундирующее устройство. Напомним, что в случаях, когда $I_d < I_{y1}$, коэффициент регулирования $k_{\alpha 1} = 0$. При этом условии регулятор тока на выпрямителе не действует.

Расчету статических характеристик мощности должен предшествовать полный электрический расчет номинального режима электропередачи постоянного тока, соединяющей две энергосистемы переменного тока. После выполнения расчета номинального режима необходимо из уравнения (7, 7) определить соответствующий номинальному выпрямленному току I_{dN} приведенный ток уставки I_{y1} регулятора тока, выбрав угол α_{01} так, что в исходном режиме $\alpha_{01} = -0_{s1}$. При выполнении последнего условия регулирование угла зажигания выпрямителя возможно в наиболее широком диапазоне — вплоть до $\alpha_1 = 0$. В уравнении (7, 8′) необходимо определить величину слагаемых, не зависящих от изменения режима передачи, исходя из условия работы инвертора в номинальном режиме с заданным углом погасания $\delta = \text{const}$. Определенные таким образом величины в дальнейшем расчете следует считать заданными.

Расчеты статических характеристик мощности для отправного и для приемного концов электропередачи постоянного тока имеют некоторые различия. Поэтому рассмотрим отдельно задачи расчета зависимостей активной и реактивной мощностей выпрямителя и инвертора от изменения напряжения соответственно на шинах выпрямительной и инверторной подстанции. Схемы расчета этих характеристик для обоих случаев показаны на рис. 103 и 104. При изменении напряжения на шинах переменного тока одной из преобразовательных подстанций электропередачи постоянного тока в результате изменения соотношений напряжений по концам линии электропередачи выпрямленный ток получает некоторое приращение. При работающем регуляторе тока это приращение тока является следствием статизма этого регулятора.

Задаваясь определенной величиной и знаком приращения выпрямленного тока, можно наиболее коротким путем выполнить дальнейшие расчеты и определить активную и реактивную мощность и напряжение на шинах рассматриваемой преобразовательной подстанции со стороны системы переменного тока. Поэтому в качестве исходной величины в схемах расчета выбрана величина $I_{dN} + \Delta I_d$. Последовательно повторяя расчет по схемам, изображенным на рис. 103 и 104, можно получить искомые зависимости активной и реактивной мощностей преобразова-

телей электропередачи постоянного тока от напряжения на шинах рассматриваемой энергосистемы.

На рис. 103 схемы расчета статических характеристик мощности выпрямителя электропередачи постоянного тока для обоих вариантов расчета (А) и (Б) даны применительно к условию поддержания постоянным напряжения на шинах инверторной подстанции приемной системы. При этом условии ($U_2 = \text{const}$) в расчетах необходимо задавать величину э. д. с. E_2 приемной системы и по методу последовательных

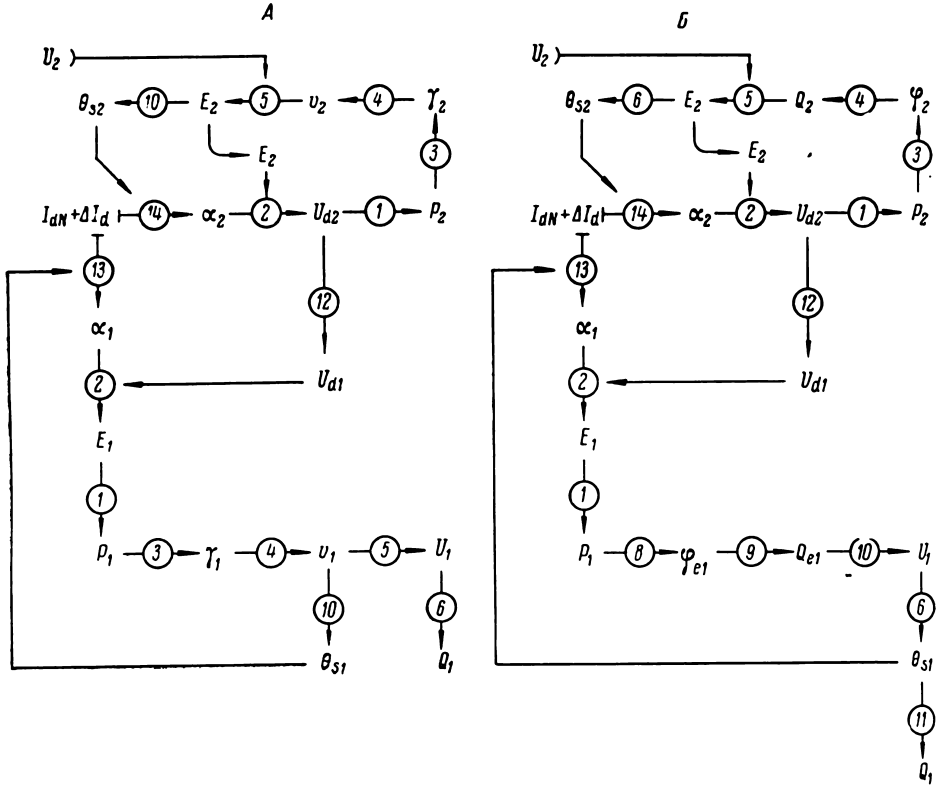


Рис. 103. Схемы расчета статических характеристик мощности выпрямителя электропередачи постоянного тока по вариантам (А) и (Б).

приближений уточнять величину этой э. д. с. Если расчеты выполняются при условии поддержания постоянной э. д. с. в приемной системе ($E_2 = \text{const}$), то в схемах расчета, приведенных на рис. 103, следует по формуле (5) определять вместо э. д. с. E_2 напряжение U_2. При этом отпадает упомянутый выше итерационный цикл, связанный с уточнением величины E_2. В остальном сохраняется тот же самый порядок расчета.

На рис. 104 даны аналогичные схемы расчета статических характеристик мощности инвертора. При условии постоянства напряжения в отправной системе ($U_1 = \text{const}$) величину э. д. с. E_1 этой системы необходимо задавать и затем по методу последовательных приближений уточнять эту величину. Если расчеты выполняются при условии поддержания постоянной э. д. с. в отправной системе ($E_1 = \text{const}$), то итера-

ционный цикл, связанный с уточнением величины этой э. д. с., отпадает. По формуле (5) в этом случае вместо E_1 следует определять напряжение U_1 на шинах выпрямительной подстанции отправной системы.

Кроме упомянутых выше итерационных циклов, на рис. 103 и 104 указаны итерационные циклы, связанные с внесением поправок к величинам углов зажигания вентилей. Углы зажигания, как это видно из формул (7, 7) и (7, 8′), зависят от углов θ_s разности фаз э. д. с. и напряжения в системах переменного тока. В случаях, когда углы θ_s

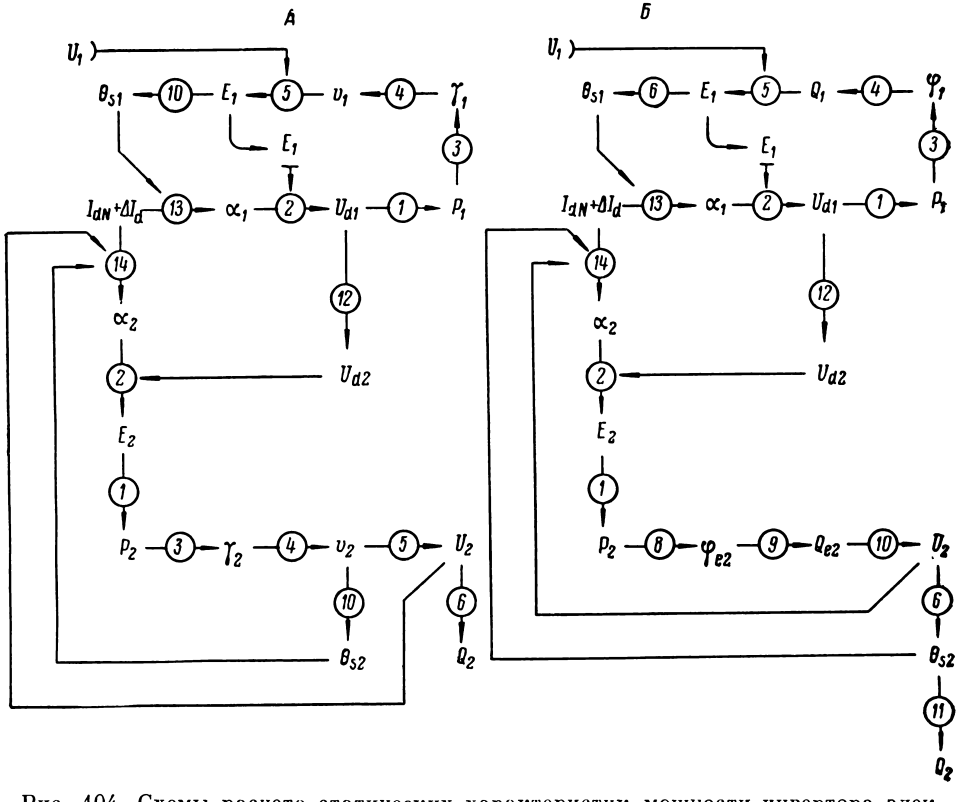


Рис. 104. Схемы расчета статических характеристик мощности инвертора электропередачи постоянного тока по вариантам (А) и (Б).

малы или мало изменяются, можно, не внося поправок, принимать углы θ_s неизменными.

Более существенное упрощение расчетов получается в случае, когда на инверторе поддерживается строго постоянным заданный угол погасания δ. В этом случае для среднего значения выпрямленного напряжения на зажимах инвертора удобно вместо формулы (2) в совокупностях расчетных формул (А) и (Б) пользоваться формулой

$$2') \quad U_{d2} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} E_2 \cos\delta + \frac{3}{\pi} x_{k2} I_d.$$

При расчете статических характеристик мощности в случае, когда инвертор передачи постоянного тока работает с заданным неизменным углом $\delta = \text{const}$, уравнение (14) не используется. Это уравнение не нужно

также в другом предельном случае, когда инвертор работает с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$.

На рис. 105 построены статические характеристики мощности выпрямителя $P_1 = f(U_1)$ и $Q_1 = f(U_1)$, рассчитанные при условии постоянства э. д. с. в приемной системе $E_2 = \text{const}$. На рис. 105, *а* изображены характеристики для случая, когда инвертор работает с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$, а на рис. 105, *б* изображены характеристики

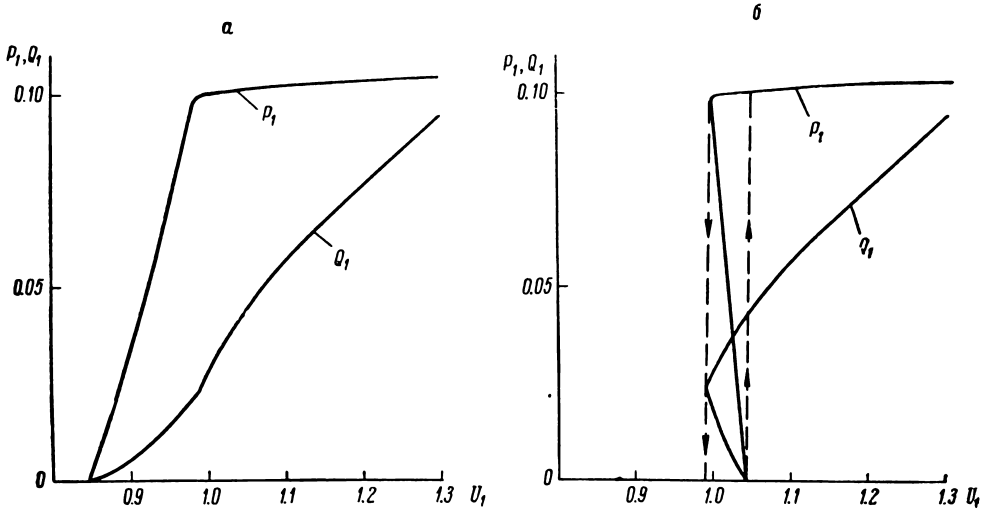


Рис. 105. Зависимости активной и реактивной мощности выпрямителя электропередачи постоянного тока от напряжения на его шинах.

а — при работе инвертора с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$; *б* — при работе инвертора с неизменным углом погасания $\delta = \text{const}$.

для случая, когда на инверторе поддерживается строго постоянным угол погасания $\delta = \text{const}$.

Аналогичные статические характеристики мощности инвертора $P_2 = f(U_2)$ и $Q_2 = f(U_2)$, рассчитанные при условии постоянства э. д. с. в отправной системе $E_1 = \text{const}$, даны на рис. 106. Характеристики, изображенные на рис. 106, *а*, получены для случая работы инвертора с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$, а характеристики на рис. 106, *б* получены для случая, когда инвертор работает с постоянным углом погасания $\delta = \text{const}$.

Приведенные на рис. 105 и 106 статические характеристики мощности преобразователей электропередачи постоянного тока, рассчитаны по расчетным формулам варианта (Б). Расчет этих статических характеристик произведен для схемы, близкой по своим параметрам к параметрам электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс мощностью 750 *Мвт*. За базисные величины были приняты:

$$U_б = E'_1 = 656 \text{ кв}, \qquad x_б = x_{к1} = 55 \text{ ом}.$$

При этом базисные мощность и ток определяются следующим образом:

$$P_б = \frac{U_б^2}{x_б} = 7820 \text{ } Мвт, \qquad I_б = \frac{U_б}{x_б} = 11\,930 \text{ } а.$$

Схема замещения электропередачи имеет следующие относительные параметры:

$$x_{к1} = 1, \quad x_{в1} = 1, \quad x_{к2} = 1.8, \quad x_{в2} = 0.273, \quad r_л = 0.345.$$

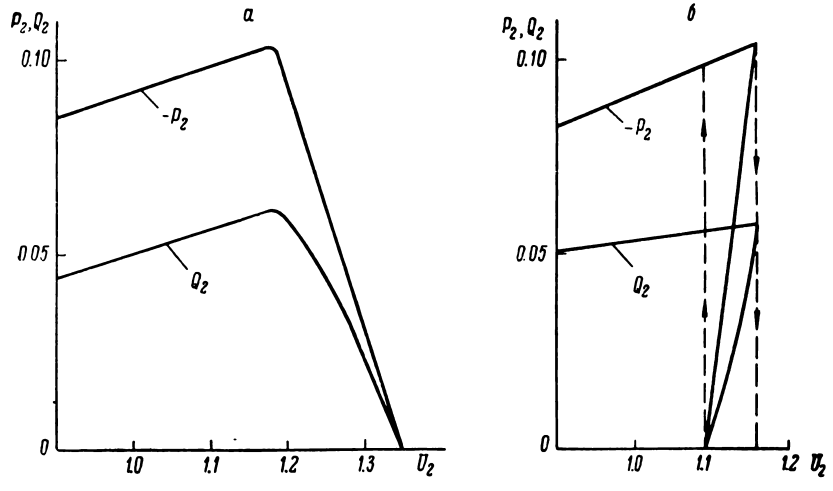


Рис. 106. Зависимости активной и реактивной мощности инвертора электропередачи постоянного тока от напряжения на его шинах.

а — при работе инвертора с неизменным углом зажигания $\alpha_2 = \text{const}$; *б* — при работе инвертора с неизменным углом погасания $\delta = \text{const}$.

Электрический расчет номинального режима был выполнен при следующих исходных данных:

$$P_1 = 0.1, \quad U_1 = 1, \quad \alpha_1 = 10°, \quad \alpha_2 = 140°.$$

Коэффициент регулирования регулятора тока был принят равным $k_{\alpha 1} = 0.9223$ *град/а*.

По данным электрического расчета номинальный режим характеризуется следующими относительными величинами:

$$I_d = 0.077, \quad P_2 = -0.098, \quad U_2 = 1.09, \quad Q_2 = 0.056 \text{ и } Q_1 = 0.028.$$

Приведенное относительное значение тока уставки регулятора тока, соответствующее номинальному выпрямительному току, равно $I_{у1} = 0.076$.

Все эти величины выражены в одних и тех же базисных величинах, относящихся к отправному концу электропередачи.

Статические характеристики мощности, изображенные на рис. 105, *а* и 106, *а*, сохраняют те же качественные особенности, которые имели аналогичные характеристики, изображенные на рис. 92, *а* и 93, *а*. Некоторое отличие состоит в том, что в данном случае, когда угол зажигания инвертора не регулируется ($\alpha_2 = \text{const}$), зависимости $P = f(U)$ и $Q = f(U)$ в той зоне, где регулятор тока не действует, изображаются более пологими кривыми, чем в случае, когда на инверторе работает компаундирующее устройство. Когда на инверторе $\alpha_2 = \text{const}$,

активная и реактивная мощности преобразователей являются однозначными функциями напряжения.

Внешние характеристики преобразователей при этом также всегда пересекаются в одной точке, которая является устойчивой рабочей точкой. Подобные внешние характеристики изображены на рис. 90 кривыми *1* и *3*.

Существенное отличие имеют статические характеристики мощности в случае, когда на инверторе действует идеальный регулятор угла погасания ($\delta = \text{const}$). В этом случае, как это видно из характера зависимостей $P = f(U)$ и $Q = f(U)$, построенных на рис. 105, *б* и 106, *б*, имеются зоны, в которых активная и реактивная мощности преобразователей не являются однозначными функциями напряжения. При уменьшении напряжения в отправной системе сразу же, как только перестает действовать регулятор тока на выпрямителе, происходит полная разгрузка передачи постоянного тока. При восстановлении напряжения в отправной системе передача столь же резко полностью нагружается, причем это происходит при большем напряжении, чем разгрузка. Аналогичные явления имеют место при повышении напряжения в приемной системе, когда перестает действовать регулятор тока на выпрямителе. Нагрузка передачи при восстановлении напряжения в приемной системе в этом случае происходит при меньшем напряжении, чем ее разгрузка.

Таким образом, при поддержании постоянства угла погасания инвертора в случае выхода из работы регулятора тока на выпрямителе существуют режимы, в которых передача постоянного тока работает неустойчиво.

Возможность полной разгрузки передачи при уменьшении выпрямленного тока в линии передачи можно усмотреть из внешних характеристик, изображенных на рис. 90 кривыми *1* и *4*. Эти внешние характеристики преобразователей имеют две точки пересечения (*а* и *в*), одна из которых является неустойчивой точкой равновесия. Неустойчивой точкой равновесия является точка *в*, в которой наклон внешней характеристики инвертора больше наклона внешней характеристики выпрямителя. Соотношение приведенных к стороне постоянного тока эквивалентных сопротивлений $r_{п1} = \frac{3}{\pi} x_{k1}$ и $r_{п2} = \frac{3}{\pi} x_{k2}$ выпрямителя и инвертора здесь таково, что $r_{п1} < r_{п2} - r_{л}$.

Рассмотренные статические характеристики мощности рассчитаны при двух предельных условиях работы инвертора, когда или угол зажигания $\alpha_2 = \text{const}$ или угол погасания $\delta = \text{const}$. В реальных условиях характеристики $P = f(U)$ и $Q = f(U)$ будут иметь промежуточный вид между этими предельными случаями. В зависимости от настройки компаундирующего устройства и от соотношения приведенных эквивалентных сопротивлений $r_{п1}$ и $r_{п2}$ выпрямителя и инвертора возможна полная или частичная резкая разгрузка передачи постоянного тока при изменениях напряжений в системах переменного тока.

Введение в работу регулятора минимального тока на инверторе с током уставки, соответствующим номинальному току передачи, дает возможность полностью устранить описанные выше явления резких сбросов и набросов нагрузки передачи постоянного тока.

Статические характеристики мощности электропередачи постоянного тока могут быть использованы при расчетах статической и динамической устойчивости систем переменного тока, содержащих такие электропередачи.

Глава VIII

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА НА СТАТИЧЕСКУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ СИСТЕМЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

§ 46. Вопросы статической устойчивости, возникающие при объединении систем электропередачей постоянного тока, и методы их решения

Одним из преимуществ электропередачи постоянного тока по сравнению с электропередачей переменного тока является возможность несинхронной работы объединяемых ею систем.

Электропередача постоянного тока, как качественно новый элемент сложной энергосистемы, ставит свои специфические вопросы при рассмотрении устойчивости работы сложной энергосистемы, состоящей из двух или нескольких систем переменного тока и электропередач постоянного и переменного тока. Важным является вопрос о влиянии электропередачи постоянного тока на устойчивость систем переменного тока. Это влияние зависит от характеристик преобразователей, которые в свою очередь зависят от способа автоматического регулирования электропередачи постоянного тока. Регулирование должно быть таким, чтобы устойчивость системы переменного тока повышалась или, по крайней мере, не уменьшалась. Если одна из систем переменного тока (система *1* на рис. 107), связанная электропередачей постоянного тока с системой *2*, соединена длинной линией электропередачи переменного тока с системой *3*, то для повышения статической устойчивости систем переменного тока *1* и *3* можно использовать специальное регулирование электропередачи постоянного тока по фазовому углу или по току линии электропередачи переменного тока [5, 147—149, 155—158]. Такое регулирование особенно эффективно потому, что электропередача постоянного тока по сравнению с генераторами переменного тока является практически безынерционной. При использовании специального регулирования электропередачи постоянного тока для повышения устойчивости линии *11* нельзя допускать ухудшения устойчивости системы *2*. Необходимо также обеспечить устойчивую работу самой электропередачи постоянного тока. Регулирование электропередачи постоянного тока должно быть таким, чтобы в передаче не возникали автоколебания и ее режим был устойчив по отношению к малым возмущениям. Исследованию устойчивости электропередачи постоянного тока посвящен ряд работ, выполненных в Научно-исследовательском институте постоянного тока [143, 144, 152, 161]. В этих работах предполагалось, что системы переменного тока являются бесконечно мощными или замещенными неизменными эквивалентными э. д. с. и эквивалентными сопротивлениями. Если же системы переменного тока соизмеримы по мощности с электропередачей постоянного тока, то возникает необходимость в анализе статической устойчивости всего объединения, состоящего из двух систем переменного тока и электропередачи постоянного тока.

Для анализа статической устойчивости двух систем, соединенных электропередачей постоянного тока, необходимо составить уравнения переходных процессов для систем переменного тока и электропередачи постоянного тока и выполнить их линеаризацию. В линеаризованных уравнениях переменными величинами будут только малые отклонения параметров режима от их значений в исходном режиме. Все остальные величины будут иметь постоянные значения, определяемые из исходного режима. Далее для системы линейных уравнений составляется характеристическое уравнение. Система является устойчивой, когда все корни характеристического уравнения имеют отрицательные вещественные части. Если хотя бы один корень характеристического уравнения имеет положительную вещественную часть, то режим системы неустойчив. Причем, если этот корень вещественный, то нарушение статической устойчивости носит характер монотонного движения. В этом случае имеем так называемое сползание. Если корень с положительной вещественной частью

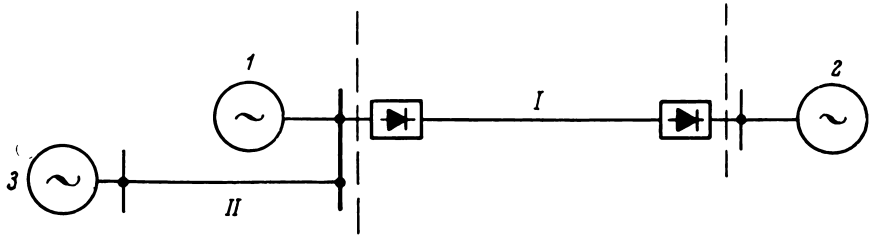


Рис. 107. Принципиальная схема электрических систем, объединенных электропередачей постоянного тока.

I — электропередача постоянного тока; *II* — линия электропередачи переменного тока. *1*, *2*, *3* — системы переменного тока.

является комплексным, то нарушение статической устойчивости имеет характер нарастающих колебаний. В этом случае имеем так называемое самораскачивание системы.

Вместо решения характеристического уравнения можно воспользоваться одним из известных критериев, например, критерием Гурвица, который показывает, каким условиям должны удовлетворять коэффициенты характеристического уравнения, чтобы все его корни имели отрицательные вещественные части.

Самораскачивание системы, как правило, можно устранить выбором соответствующих коэффициентов регулирования возбуждения генераторов по производным режимных параметров системы. Режимными параметрами или параметрами режима условимся называть величины, характеризующие режим работы системы. Таковыми могут быть токи, напряжения, углы сдвига фаз между напряжениями, частота. Когда самораскачивание устранено, то нарушение устойчивости системы может носить только характер сползания. Для определения условий сползания достаточно проанализировать только свободный член характеристического уравнения. Свободный член пропорционален произведению всех корней уравнения. Так как произведение каждой пары сопряженных комплексных корней положительно, то знак свободного члена характеристического уравнения зависит от знаков вещественных корней. Если найти знак свободного члена в заведомо устойчивом режиме и затем построить зависимость свободного члена от какого-либо параметра режима системы, то первый переход свободного члена через нуль будет соответствовать предельному режиму

системы. Значение этого параметра в предельном режиме будем называть предельным или пределом статической устойчивости.

Как показал А. А. Горев [150], при определении предела статической устойчивости системы можно не рассматривать уравнения переходных процессов. Выражение, пропорциональное свободному члену характеристического уравнения, можно получить из уравнений установившегося режима системы. В уравнениях установившегося режима электропередачу постоянного тока так же, как и другие виды нагрузок, можно учитывать статическими характеристиками — так называемыми регулирующими эффектами. Количество регулирующих эффектов для учета электропередачи постоянного тока должно быть больше, чем для обычной нагрузки, так как режим преобразователя зависит не только от напряжения и частоты рассматриваемой системы (например, системы *1*), но также от напряжения и частоты системы *2*, примыкающей к противоположному концу электропередачи постоянного тока. При наличии специального регулирования электропередачи постоянного тока по параметру режима системы переменного тока, необходимо также рассматривать регулирующие эффекты по этому параметру.

При полном анализе статической устойчивости системы требуется не только определение предела статической устойчивости, но и нахождение областей коэффициентов регулирования возбуждения генераторов, при которых отсутствует самораскачивание системы. В этом случае учет электропередачи постоянного тока статическими характеристиками является недостаточным, так как при этом не рассматривается влияние инерционных элементов электропередачи постоянного тока: емкости линии электропередачи и индуктивности линейных реакторов и самой линии передачи.

При записи линеаризованных уравнений переходных процессов системы малые колебания активной P и реактивной Q мощностей преобразователя целесообразно выражать через малые колебания выпрямленного тока I_d, напряжения U на шинах переменного тока преобразователя, частоты f этого напряжения и режимного параметра П:

$$\begin{aligned}\Delta P &= \frac{\partial P}{\partial I_d}\Delta I_d + \frac{\partial P}{\partial U}\Delta U + \frac{\partial P}{\partial f}\Delta f + \frac{\partial P}{\partial \Pi}\Delta \Pi,\\ \Delta Q &= \frac{\partial Q}{\partial I_d}\Delta I_d + \frac{\partial Q}{\partial U}\Delta U + \frac{\partial Q}{\partial f}\Delta f + \frac{\partial Q}{\partial \Pi}\Delta \Pi.\end{aligned} \qquad (8,1)$$

Здесь П является режимным параметром системы переменного тока, по которому регулируется электропередача постоянного тока. Параметром П может быть любой параметр режима системы, от которого при отсутствии специального регулирования по этому параметру режим электропередачи постоянного тока не зависит. Таким параметром может быть, например, фазовый угол или ток линии электропередачи переменного тока. Напряжение U и частоту f нельзя рассматривать в качестве параметра П, потому что режим электропередачи постоянного тока непосредственно зависит от этих параметров. Регулирование преобразователя по напряжению U и по частоте f учитывается соответствующими частными производными активной и реактивной мощностей по этим параметрам. Производные по каждой из переменных I_d, U, f и П, входящие в выражения (8, 1), должны быть найдены при постоянстве трех остальных переменных. Если пренебречь запаздыванием в цепях регуляторов электропередачи постоянного тока, то частные производные активной и реактивной мощностей могут быть найдены

с учетом регулирующих устройств. В то же время инерционные элементы в линии передачи постоянного тока могут быть учтены в дополнительных уравнениях, связывающих величину ΔI_d с другими переменными.

§ 47. Уравнения переходных процессов электропередачи постоянного тока

На рис. 108 показана принципиальная схема электропередачи постоянного тока вместе с примыкающими к ней системами переменного тока. Для расчета режимов электропередачи постоянного тока примыкающие к ней системы переменного тока могут быть замещены эквивалентными э.д.с. E_1 и E_2 и эквивалентными реактивными сопротивлениями $x_{в1}$ и $x_{в2}$.

Электромагнитные процессы в линии передачи постоянного тока зависят от выпрямленных напряжений в начале и в конце этой линии. Выпрямленное напряжение можно разложить на две составляющие — среднее значение и переменную составляющую. Среднее значение на

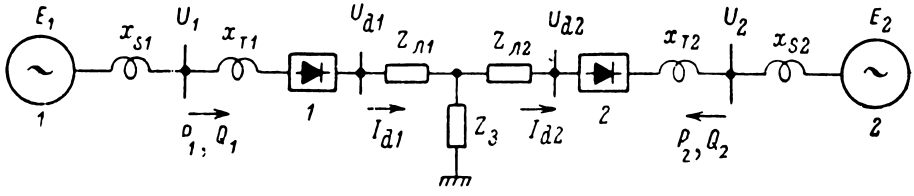


Рис. 108. Эквивалентная схема электропередачи постоянного тока с примыкающими к ней системами переменного тока.

пряжения определяется на интервале повторяемости выпрямленного напряжения. Так как на выходе преобразователя имеются большие сглаживающие реакторы, то переменной составляющей за реактором можно пренебречь, оставляя в рассмотрении только одну составляющую — среднее значение напряжения, которое можно считать непрерывной функцией угла зажигания α, а угол α непрерывной функцией управляющего сигнала.

Как показал А. А. Булгаков [81], такое выделение среднего значения напряжения как непрерывной функции угла α можно выполнить не только для установившихся режимов, но и для переходных процессов, время установления которых велико по сравнению с основным интервалом повторяемости установившегося режима. В этом случае непрерывная функция $\alpha(t)$ в каждом k-том интервале содержит значения, равные реальным углам зажигания $\alpha(t_{зk})$, где $t_{зk}$ — момент зажигания вентиля в k-том интервале. Среднее значение напряжения $U_d(t_{зk})$ оказывается равным среднему значению выпрямленного напряжения в k-том интервале.

Для двухмостового преобразователя частота пульсаций составляет 600 *гц*. В то же время частота собственных колебаний линии постоянного тока не превышает 75 *гц* [100], т. е. на порядок ниже. В соответствии с вышеизложенным, будем считать, что выпрямленное напряжение, а также выпрямленный ток, активная и реактивная мощности являются непрерывными функциями углов зажигания α и углов ком-

мутации γ. Такое представление тем точнее, чем больше число фаз преобразователя, и является точным для преобразователя с бесконечным числом фаз [164].

Линию электропередачи постоянного тока, как пассивный четырехполюсник, можно представить для анализа статической устойчивости в виде Т-образной схемы замещения, как это показано на рис. 108. Уравнения переходных процессов для этой схемы имеют вид:

$$\begin{aligned} \bar{U}_{d1} &= I_{d1} z_{л1} + (I_{d1} - I_{d2}) z_3; \\ \bar{U}_{d2} &= I_{d2} z_{л2} + (I_{d2} - I_{d1}) z_3, \end{aligned} \tag{8,2}$$

где $\bar{U}_{d1}$ и $\bar{U}_{d2}$ — средние значения выпрямленных напряжений преобразователей при медленных изменениях выпрямленного тока; $z_{л1}$, $z_{л2}$ и z_3 — символические выражения сопротивлений Т-образной схемы замещения линии электропередачи постоянного тока, содержащие оператор p

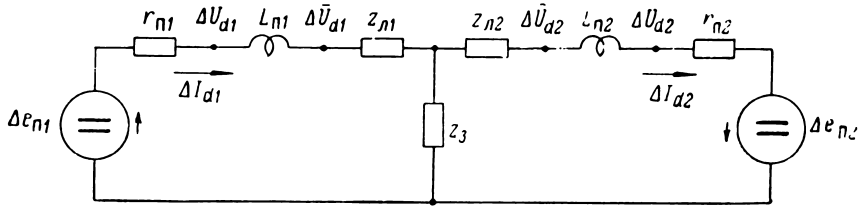


Рис. 109. Схема замещения электропередачи постоянного тока.

и совпадающие по виду с операторными сопротивлениями. Уравнения (8, 2) являются символической записью дифференциальных уравнений переходных процессов, где оператор p означает операцию дифференцирования. Для перехода от символической записи к обычной следует сначала избавиться от p в знаменателях, а затем выполнить замену

$$p = \frac{d}{dt}.$$

Так как выпрямленное напряжение U_d является функцией выпрямленного тока I_d, напряжения U и частоты f системы переменного тока, а также параметра П, то после линеаризации уравнений (8, 2) для малых отклонений от установившегося режима электропередачи постоянного тока получим:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1 + \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial f_1}\Delta f_1 + \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial \Pi_1}\Delta \Pi_1 &= \left(z_{л1} - \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial I_{d1}}\right)\Delta I_{d1} + z_3(\Delta I_{d1} - \Delta I_{d2}); \\ \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial U_2}\Delta U_2 + \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial f_2}\Delta f_2 + \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial \Pi_2}\Delta \Pi_2 &= \left(z_{л2} - \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial I_{d2}}\right)\Delta I_{d2} + z_3(\Delta I_{d2} - \Delta I_{d1}). \end{aligned} \tag{8,3}$$

По уравнениям (8, 3) можно составить схему замещения электропередачи постоянного тока для определения малых колебаний выпрямленного тока, показанную на рис. 109, в которой последовательно с сопротивлениями $z_{л1}$ и $z_{л2}$ введены эквивалентные сопротивления $z_{п1} = -\frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial I_{d1}}$ и $z_{п2} = -\frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial I_{d2}}$, которые можно рассматривать как сопротивления источников э. д. с. $e_{п1}$ и $e_{п2}$, замещающих преобразова-

тели. Выражения для малых колебаний этих э. д. с. имеем в левой части уравнений (8, 3):

$$\Delta e_{\text{п}1} = \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1 + \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial f_1}\Delta f_1 + \frac{\partial \bar{U}_{d1}}{\partial \Pi_1}\Delta \Pi_1;$$

$$\Delta e_{\text{п}2} = \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial U_2}\Delta U_2 + \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial f_2}\Delta f_2 + \frac{\partial \bar{U}_{d2}}{\partial \Pi_2}\Delta \Pi_2.$$

Для выпрямленного напряжения при медленно изменяющемся выпрямленном токе имеем (7, 1)

$$\bar{U}_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} E \cos\alpha - \frac{3}{\pi} x_k I_d - 1{,}85 x_k \frac{dI_d}{d\vartheta} = U_d - 1{,}85 L_k p I_d, \qquad (8,4)$$

где $L_k = \frac{x_k}{\omega}$ — индуктивность фазы контура коммутации и U_d — среднее значение выпрямленного напряжения при неизменном выпрямленном токе на интервале коммутации.

Для эквивалентного сопротивления преобразователя получим

$$z_{\text{п}} = -\frac{\partial \bar{U}_d}{\partial I_d} = -\frac{\partial U_d}{\partial I_d} + 1{,}85 p L_k = r_{\text{п}} + p L_{\text{п}},$$

где

$$r_{\text{п}} = -\frac{\partial U_d}{\partial I_d} \quad \text{и} \quad L_{\text{п}} = 1{,}85 L_k.$$

Таким образом, преобразователь и систему переменного тока при рассмотрении малых колебаний можно заместить эквивалентной э. д. с., приложенной за эквивалентным активным сопротивлением $r_{\text{п}}$ и эквивалентной индуктивностью $L_{\text{п}}$ (рис. 109). Напряжение U_d отличается от выпрямленного напряжения преобразователя $\bar{U}_d$ на величину падения напряжения в эквивалентной индуктивности $L_{\text{п}}$. Отнесем условно эту индуктивность к линии электропередачи постоянного тока и будем считать в дальнейшем, что выпрямленное напряжение преобразователя равно U_d, т. е. не зависит от производной выпрямленного тока. Заметим, что выражения для $\Delta e_{\text{п}1}$ и $\Delta e_{\text{п}2}$ не изменяются, если в них вместо $\bar{U}_d$ подставить U_d. Обозначим

$$z_1 = z_{\text{л}1} + z_{\text{п}1} \quad \text{и} \quad z_2 = z_{\text{л}2} + z_{\text{п}2}.$$

Тогда уравнения для малых отклонений от установившегося режима электропередачи постоянного тока получат вид:

$$\begin{aligned} \Delta e_{\text{п}1} &= z_1 \Delta I_{d1} + z_3 (\Delta I_{d1} - \Delta I_{d2}); \\ \Delta e_{\text{п}2} &= z_2 \Delta I_{d2} + z_3 (\Delta I_{d2} - \Delta I_{d2}). \end{aligned} \qquad (8,3')$$

Примем, что эквивалентные сопротивления в схеме замещения линии электропередачи постоянного тока равны

$$z_{\text{л}1} = z_{\text{л}2} = \frac{1}{2}\left(r_{\text{л}} + p L_{\text{л}}\right), \quad z_3 = \frac{1}{pC}.$$

Тогда

$$z_1 = r_1 + p L_1, \quad z_2 = r_2 + p L_2,$$

где

$$r_1 = r_{\text{п}1} + \frac{1}{2} r_{\text{л}}, \quad L_1 = L_{\text{п}1} + \frac{1}{2} L_{\text{л}};$$

$$r_2 = r_{\text{п}2} + \frac{1}{2} r_{\text{л}}, \quad L_2 = L_{\text{п}2} + \frac{1}{2} L_{\text{л}}.$$

Поясним смысл эквивалентных сопротивлений r_1 и r_2.

Пусть преобразователь *1* работает в выпрямительном режиме, а преобразователь *2* — в инверторном. Если при токе I_{d1} выпрямленное напряжение равно U_{d1}, то приведенное к середине линии напряжение U'_{d1} выпрямителя будет равно

$$U'_{d1} = U_{d1} - \frac{1}{2} r_л I_{d1}.$$

Аналогично выпрямленное напряжение $-U_{d2}$ на зажимах инвертора, приведенное к середине линии передачи, будет равно

$$-U'_{d2} = -U_{d2} + \frac{1}{2} r_л I_{d2}.$$

Очевидно, что в установившемся режиме должно выполняться равенство

$$I_{d1} = I_{d2} = I_d \quad \text{и} \quad U'_{d1} = -U'_{d2},$$

т. е. внешние характеристики выпрямителя и инвертора, приведенные к середине линии передачи, пересекаются в точке, соответствующей установившемуся режиму.

Продифференцируем напряжения U'_{d1} и $-U'_{d2}$ по току I_d. Получим:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U'_{d1}}{\partial I_d} &= \frac{\partial U_{d1}}{\partial I_d} - \frac{1}{2} r_л = -r_{в1} - \frac{1}{2} r_л = -r_1; \\ \frac{\partial (-U'_{d2})}{\partial I_d} &= \frac{\partial (-U_{d2})}{\partial I_d} + \frac{1}{2} r_л = r_{в2} + \frac{1}{2} r_л = r_2. \end{aligned} \tag{8,5}$$

Следовательно, эквивалентное сопротивление r_1 пропорционально взятому с обратным знаком тангенсу угла наклона внешней характеристики выпрямителя, приведенной к середине линии, а эквивалентное сопротивление r_2 тангенсу угла наклона внешней характеристики инвертора, приведенной к этой же точке линии.

Существенное влияние на протекание переходных процессов в электропередаче постоянного тока оказывают регуляторы преобразователей, так как частные производные выпрямленного напряжения, входящие в выражения для Δe_1, Δe_2, z_1 и z_2, зависят от коэффициентов регулирования углов зажигания α_1 и α_2.

Для преобразователя, снабженного регулятором тока и компаундирующим устройством, имеем (§ 41) следующее уравнение регулирования угла α:

$$\alpha = \alpha_0 + 0_в + k_\alpha (I_d - I_у) - k_т I_d + k^*_н U - k^{**}_н (U - U_0). \tag{8,6}$$

Регулирование выпрямленного тока по частоте f или по параметру II можно производить, воздействуя на ток уставки $I_у$ регулятора тока. Уравнение регулирования тока уставки $I_у$ запишем в виде

$$I_у = I_{у0} + k^*_f (f - f_0) + k^*_{II} (II - II_0),$$

где $I_{у0}$ — начальное значение тока уставки, k^*_f и k^*_{II} — коэффициенты регулирования тока $I_у$ по частоте f и по параметру II, f_0 и II_0 — значения частоты f и параметра II, по отклонению от которых ведется регулирование.

Уравнение (8,6) должно быть дополнено следующими условиями, показывающими области работы регуляторов:

$$\begin{aligned} k_\alpha &= 0 \text{ при } I_d - I_y < 0 \text{ — для регулятора тока на выпрямителе;} \\ k_\alpha &= 0 \text{ при } I_d - I_y > 0 \text{ — для регулятора тока на инверторе;} \\ k_н^{**} &= 0 \text{ при } U - U_0 < 0 \text{ — для компаундирующего устройства.} \end{aligned} \quad (8,7)$$

В дальнейшем будем рассматривать линеаризованные уравнения малых колебаний режима системы. Режимы, имеющие место на границе области работы регуляторов, рассматриваться не будут, что позволяет не учитывать неравенства (8, 7). Тогда для малых отклонений угла α от установившегося режима получим следующее уравнение

$$\Delta\alpha = \Delta\theta_s + k_I \Delta I_d + k_U \Delta U + k_f \Delta f + k_П \Delta П, \quad (8,8)$$

где $k_I = k_\alpha - k_T$ — суммарный коэффициент регулирования угла по выпрямленному току I_d, учитывающий действие регулятора тока и элемента тока компаундирующего устройства, $k_U = k_н^* - k_н^{**}$ — суммарный коэффициент регулирования угла α по напряжению U, $k_f = -k_\alpha k_f^*$ и $k_П = -k_\alpha k_П^*$ — коэффициенты регулирования угла α по частоте f и параметру П.

В уравнении (8, 8) коэффициент k_f имеет место не только при специальном регулировании преобразователя по частоте f. Как правило, при изменении частоты система сеточного управления дает некоторый сдвиг управляющего импульса. Этот сдвиг может быть учтен введением некоторого коэффициента k_f, определяемого по частотной характеристике системы сеточного управления.

Уравнение (8, 6) получено в предположении, что питание блока сеточного управления осуществляется от точки примыкания преобразователя к системе. При этом такие изменения режима внутри системы, которые не вызывают изменений напряжения U и эквивалентного сопротивления x_s, не влияют на режим работы преобразователя. Блок сеточного управления может получать питание от такой точки системы, где напряжение зависит, например, от перетоков активной и реактивной мощностей внутри системы. Сдвиг управляющих импульсов в зависимости от изменений режима внутри системы переменного тока можно учесть введением соответствующего коэффициента $k_П$.

Если на инвертор не возлагаются функции регулирования выпрямленного тока в передаче постоянного тока, то его автоматическое управление должно обеспечивать постоянство угла погасания. При использовании для этой цели компаундирующего устройства характеристики инвертора можно получить по приведенным ранее формулам. Компаундирующее устройство, однако, поддерживает угол погасания не точно постоянным. Поэтому компаундирующее устройство может быть дополнено, например, корректором угла погасания или заменено другим регулятором, обеспечивающим постоянство угла погасания. Если пренебречь статизмом и запаздыванием такого регулятора, то получим случай идеального регулирования угла погасания ($\delta = \text{const}$).

Допущение об идеальном регулировании инвертора ($\delta = \text{const}$) позволяет не рассматривать уравнение этого идеального регулятора. Вместо него можно использовать уравнения связи между углами α, γ и δ, приведенные в § 7 для двухмостового преобразователя и в § 8 для одномостового. В зависимости от величины угла α преобразователя в исходном режиме для малых отклонений углов α, γ и δ имеем

$$\Delta\alpha + \Delta\gamma + \Delta\delta = 0 \quad \text{или} \quad \Delta\gamma + \Delta\delta = 0.$$

При $\delta = \text{const}$ эти соотношения дают

$$1)\ \Delta\alpha + \Delta\gamma = 0 \quad \text{и} \quad 2)\ \Delta\gamma = 0.$$

§ 48. Частные производные выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя

Для записи уравнений переходных процессов в системе, содержащей электропередачу постоянного тока, необходимо знать частные производные выпрямленного напряжения U_d, активной P и реактивной Q мощностей по выпрямленному току I_d, напряжению U, частоте f и параметру П.

Полученные ниже производные одинаково справедливы как для выпрямительного, так и для инверторного режима.

Поскольку U_d, P и Q зависят от углов α и γ, найдем сначала частные производные этих углов.

Запишем уравнения (3) и (10) из системы уравнений (А), приведенной в § 44, с учетом уравнения (4) из той же системы, в следующем виде:

$$\begin{aligned} \sin\theta_s &= \eta; \\ \sqrt{2}\, I_d x_k &= U\xi, \end{aligned} \tag{8,9}$$

где

$$\begin{aligned} \eta &= \eta_l(\alpha,\ \gamma) = \frac{x_s}{v}\sin\gamma\sin 2\psi; \\ \xi &= \xi(\alpha,\ \gamma) = \frac{1}{v}[\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]. \end{aligned} \tag{8,10}$$

Выполнив линеаризацию уравнений (8,9) и присоединив к ним уравнение (8,8), получим следующую систему линеаризованных уравнений для определения малых изменений $\Delta\alpha$ и $\Delta\gamma$:

$$\begin{aligned} -\eta'_{l_\alpha}\Delta\alpha - \eta'_{l_\gamma}\Delta\gamma + \cos\theta_s\Delta\theta_s &= 0; \\ -\xi'_\alpha\Delta\alpha - \xi'_\gamma\Delta\gamma &= \left(\frac{\Delta U}{U} - \frac{\Delta I_d}{I_d} - \frac{\Delta f}{f}\right)\xi; \\ \Delta\alpha - \Delta\theta_s &= k_U\Delta U + k_f\Delta f + k_I\Delta I_d + k_{\text{П}}\Delta\text{П}, \end{aligned} \tag{8,11}$$

где штрихом обозначена частная производная, а индексом внизу — переменная величина, по которой она берется. Здесь принято, что сопротивление x_k контура коммутации преобразователя изменяется пропорционально частоте f, т. е. $x_k = x_{k0}\frac{f}{f_0}$. Отсюда

$$\Delta x_k = x_{k0}\frac{\Delta f}{f_0}.$$

Решая систему уравнений (8,11), получим:

$$\Delta\alpha = (M_\alpha + N_\alpha k_I I_d)\frac{\Delta I_d}{I_d} + (-M_\alpha + N_\alpha k_U U)\frac{\Delta U}{U} + \\ + (M_\alpha + N_\alpha k_f f)\frac{\Delta f}{f} + N_\alpha k_{\text{П}}\text{П}\frac{\Delta\text{П}}{\text{П}};$$

$$\Delta\gamma = (M_\gamma + N_\gamma k_I I_d)\frac{\Delta I_d}{I_d} + (-M_\gamma + N_\gamma k_U U)\frac{\Delta U}{U} + \\ + (M_\gamma + N_\gamma k_f f)\frac{\Delta f}{f} + N_\gamma k_{\text{П}}\text{П}\frac{\Delta\text{П}}{\text{П}};$$

где

$$M_\alpha=\frac{\xi\eta'_\gamma}{\Delta};\ M_\gamma=\frac{\xi(\cos\theta_в-\eta'_\alpha)}{\Delta};\ N_\alpha=\frac{\cos\theta_в\xi'_\gamma}{\Delta};\ N_\gamma=-\frac{\cos\theta_в\xi'_\alpha}{\Delta}.$$

Здесь

$$\Delta=\eta'_\gamma\xi'_\alpha+\xi'_\gamma(\cos\theta_в-\eta'_\alpha).$$

С другой стороны:

$$\Delta\alpha=I_d\frac{\partial\alpha}{\partial I_d}\frac{\Delta I_d}{I_d}+U\frac{\partial\alpha}{\partial U}\frac{\Delta U}{U}+f\frac{\partial\alpha}{\partial f}\frac{\Delta f}{f}+\text{II}\frac{\partial\alpha}{\partial\text{II}}\frac{\Delta\text{II}}{\text{II}};$$

$$\Delta\gamma=I_d\frac{\partial\gamma}{\partial I_d}\frac{\Delta I_d}{I_d}+U\frac{\partial\gamma}{\partial U}\frac{\Delta U}{U}+f\frac{\partial\gamma}{\partial f}\frac{\Delta f}{f}+\text{II}\frac{\partial\gamma}{\partial\text{II}}\frac{\Delta\text{II}}{\text{II}}.$$

Следовательно:

$$\begin{aligned}
&I_d\frac{\partial\alpha}{\partial I_d}=M_\alpha+N_\alpha k_I I_d, && I_d\frac{\partial\gamma}{\partial I_d}=M_\gamma+N_\gamma k_I I_d;\\
&U\frac{\partial\alpha}{\partial U}=-M_\alpha+N_\alpha k_U U, && U\frac{\partial\gamma}{\partial U}=-M_\gamma+N_\gamma k_U U;\\
&f\frac{\partial\alpha}{\partial f}=M_\alpha+N_\alpha k_f f, && f\frac{\partial\gamma}{\partial f}=M_\gamma+N_\gamma k_f f;\\
&\text{II}\frac{\partial\alpha}{\partial\text{II}}=N_\alpha k_{\text{II}}\text{II}, && \text{II}\frac{\partial\gamma}{\partial\text{II}}=N_\gamma k_{\text{II}}\text{II}.
\end{aligned}\qquad(8,12)$$

Для выпрямленного напряжения имеем (2, 75)

$$U_d=\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}E[\cos\alpha+\cos(\alpha+\gamma)]=\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}Uu(\alpha,\gamma),\qquad(8,13)$$

где

$$u(\alpha,\gamma)=\frac{1}{v}[\cos\alpha+\cos(\alpha+\gamma)].$$

Для частной производной выпрямленного напряжения U_d по напряжению U, помноженной на U, получим

$$\begin{aligned}
U\frac{\partial U_d}{\partial U}&=U\frac{\partial U_d}{\partial U}\Big|_{\substack{\alpha=\text{const}\\\gamma=\text{const}}}+\frac{\partial U_d}{\partial\alpha}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\\gamma=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial\alpha}{\partial U}+\frac{\partial U_d}{\partial\gamma}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\\alpha=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial\gamma}{\partial U}=\\
&=U_d+\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}U[u'_\alpha(-M_\alpha+N_\alpha k_U U)+u'_\gamma(-M_\gamma+N_\gamma k_U U)]=\\
&=U_d+M_U+N_U k_U U,
\end{aligned}\qquad(8,14)$$

где

$$M_U=-\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}U(u'_\alpha M_\alpha+u'_\gamma M_\gamma)=\frac{3}{\pi}I_d x_k l^2;$$

$$N_U=\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}U(u'_\alpha N_\alpha+u'_\gamma N_\gamma)=-\frac{3\sqrt{2}}{\pi}El\sin\alpha.$$

Здесь

$$l=\frac{g}{h},$$

причем

$$g=1-x_s(\gamma+\sin\gamma) \quad \text{и} \quad h=1-x_s(\gamma-\sin\gamma).$$

Аналогичным образом можно получить также:

$$I_d\frac{\partial U_d}{\partial I_d}=-M_U+N_Uk_II_d,\quad f\frac{\partial U_d}{\partial f}=-M_U+N_Uk_ff.\quad \Pi\frac{\partial U_d}{\partial \Pi}=N_Uk_\Pi\Pi. \tag{8,14'}$$

Для активной мощности преобразователя имеем (6, 39)

$$P=\frac{3U^2}{2\pi x_k}\frac{\sin\gamma\sin 2\psi}{v^2}=\frac{3U^2}{2\pi x_k}\xi u. \tag{8,15}$$

После дифференцирования этого выражения по напряжению U можно получить

$$U\frac{\partial P}{\partial U}=U\frac{\partial P}{\partial U}\Big|_{\substack{\alpha=\text{const}\\ \gamma=\text{const}}}+\frac{\partial P}{\partial \alpha}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\ \gamma=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial \alpha}{\partial U}+\frac{\partial P}{\partial \gamma}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\ \alpha=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial \gamma}{\partial U}=$$

$$=2P+\frac{3U^2}{2\pi x_k}\left[(\xi'_\alpha u+\xi u'_\alpha)(-M_\alpha+N_\alpha k_U U)+(\xi'_\gamma u+\xi u'_\gamma)(-M_\gamma+N_\gamma k_U U)\right]=$$

$$=2P-I_dU_d+I_dM_U+I_dN_Uk_UU=P+I_dM_U+I_dN_Uk_UU. \tag{8,16}$$

Аналогично можно получить также:

$$\begin{aligned} I_d\frac{\partial P}{\partial I_d}&=P-I_dM_U+I_dN_Uk_II_d;\\ f\frac{\partial P}{\partial f}&=-I_dM_U+I_dN_Uk_ff;\\ \Pi\frac{\partial P}{\partial \Pi}&=I_dN_Uk_\Pi\Pi. \end{aligned} \tag{8,16'}$$

Реактивная мощность преобразователя равна (6, 40)

$$Q=\frac{3U^2}{2\pi x_k}q(\alpha,\ \gamma), \tag{8,17}$$

где

$$q(\alpha,\ \gamma)=\frac{1}{v^2}\left[(1-2\gamma x_s)(\gamma-\sin\gamma\cos 2\psi)+x_s(\gamma^2-\sin^2\gamma)\right].$$

После дифференцирования выражения для реактивной мощности преобразователя по напряжению U найдем

$$U\frac{\partial Q}{\partial U}=U\frac{\partial Q}{\partial U}\Big|_{\substack{\alpha=\text{const}\\ \gamma=\text{const}}}+\frac{\partial Q}{\partial \alpha}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\ \gamma=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial \alpha}{\partial U}+\frac{\partial Q}{\partial \gamma}\Big|_{\substack{U=\text{const}\\ \alpha=\text{const}}}\cdot U\frac{\partial \gamma}{\partial U}=$$

$$=2Q+\frac{3U^2}{2\pi x_k}\left[q'_\alpha(-M_\alpha+N_\alpha k_U U)+q'_\gamma(-M_\gamma+N_\gamma k_U U)\right]=$$

$$=2Q+M_q+N_qk_UU, \tag{8,18}$$

где

$$M_q=-\frac{3U^2}{2\pi x_k}(q'_\alpha M_\alpha+q'_\gamma M_\gamma)=-\frac{3\sqrt{2}}{\pi}EI_dl\sin(\alpha+\gamma);$$

$$N_q=\frac{3U^2}{2\pi x_k}(q'_\alpha N_\alpha+q'_\gamma N_\gamma)=\frac{3E^2}{\pi x_k}\sin\alpha\left[\sin(\alpha+\gamma)-\sin\alpha\right].$$

Остальные частные производные реактивной мощности, помноженные на соответствующие переменные, равны:

$$I_d \frac{\partial Q}{\partial I_d} = -M_q + N_q k_I I_d;$$
$$f \frac{\partial Q}{\partial f} = -Q - M_q + N_q k_f f; \qquad (8,18')$$
$$\text{II} \frac{\partial Q}{\partial \text{II}} = N_q k_{\text{II}} \text{II}.$$

Получим теперь частные производные выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности инвертора с идеальным регулятором угла погасания ($\delta = \text{const}$) и выпрямителя с постоянным углом зажигания ($\alpha = \text{const}$).

I. Случай $\alpha + \gamma = \text{const}$. Этот случай имеет место тогда, когда линии $\delta = \text{const}$ на внешней характеристике преобразователя (рис. 7 и 14) изображаются участками прямых линий. Подставляя $\Delta\alpha = -\Delta\gamma$ во второе уравнение системы (8,11), получим

$$\Delta\alpha = -\Delta\gamma = \frac{\xi}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha}\left(\frac{\Delta U}{U} - \frac{\Delta I_d}{I_d} - \frac{\Delta f}{f}\right).$$

Отсюда найдем

$$U\frac{\partial\alpha}{\partial U} = -I_d\frac{\partial\alpha}{\partial I_d} = -f\frac{\partial\alpha}{\partial f} = -U\frac{\partial\gamma}{\partial U} = I_d\frac{\partial\gamma}{\partial I_d} = f\frac{\partial\gamma}{\partial f} = \frac{\xi}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha}.$$

Используя эти равенства для частных производных выпрямленного напряжения и реактивной мощности по напряжению U, помноженных на U, найдем:

$$U\frac{\partial U_d}{\partial U} = U_d + \frac{3\sqrt{2}}{\pi} U\xi\frac{u'_\alpha - u'_\gamma}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha} = U_d + M_{U\delta};$$
$$U\frac{\partial Q}{\partial U} = 2Q + \frac{3U^2}{2\pi x_k}\xi\frac{q'_\alpha - q'_\gamma}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha} = 2Q + M_{q\delta}, \qquad (8,19)$$

где

$$M_{U\delta} = \frac{3\sqrt{2}}{2\pi} U\xi\frac{u'_\alpha - u'_\gamma}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha} =$$
$$= -\frac{3}{\pi} I_d x_k l\frac{g + 2\bar{x}_s\sin(\alpha+\gamma)[\cos\alpha + \cos(\alpha+\gamma)]}{h - 2\bar{x}_s\sin(\alpha+\gamma)[\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]};$$

$$M_{q\delta} = \frac{3\sqrt{2}}{2\pi} UI_d\frac{q'_\alpha - q'_\gamma}{\xi'_\gamma - \xi'_\alpha} =$$
$$= -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} EI_d\frac{gh\sin\alpha - 2\bar{x}_s\sin\gamma\sin(\alpha+\gamma)[1 - \bar{x}_s(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi)]}{h\{h - 2\bar{x}_s\sin(\alpha+\gamma)[\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]\}}.$$

Легко заметить, что выражения для $U\frac{\partial U_d}{\partial U}$ и $U\frac{\partial Q}{\partial U}$ при $\delta = \text{const}$ получаются из соответствующих выражений (8,14) и (8,18), если в последних M_U заменить на $M_{U\delta}$ и принять $N_U = 0$. Можно показать, что остальные частные производные выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности, помноженные на соответствующие переменные, также получаются из выражений (8,14'), (8,16), (8,16') и (8,18') подстановкой $M_{U\delta}$ вместо M_U, $M_{q\delta}$ вместо M_q и $N_U = N_q = 0$.

II. Случай $\gamma=\text{const}$. Этот случай имеет место тогда, когда линии $\delta=\text{const}$ на внешней характеристике преобразователя (рис. 7 и 14) изображаются участками эллипса, а также при работе неуправляемого выпрямителя с изменяющимся вынужденным углом зажигания. Подставляя $\Delta\gamma=0$ во второе уравнение системы (8, 11), получим

$$\Delta\alpha=-\frac{\xi}{\xi'_\alpha}\left(\frac{\Delta U}{U}-\frac{\Delta I_d}{I_d}-\frac{\Delta f}{f}\right).$$

Отсюда найдем

$$U\frac{\partial\alpha}{\partial U}=-I_d\frac{\partial\alpha}{\partial I_d}=-f\frac{\partial\alpha}{\partial f}=-\frac{\xi}{\xi'_\alpha}.$$

Используя эти равенства, для частных производных выпрямленного напряжения и реактивной мощности по напряжению U, помноженных на U, получим:

$$\begin{aligned}U\frac{\partial U_d}{\partial U}&=U_d+\frac{3\sqrt{2}}{\pi}Uu'_\alpha U\frac{\partial\alpha}{\partial U}=U_d+M_{U\gamma};\\ U\frac{\partial Q}{\partial U}&=2Q+\frac{3U^2}{2\pi x_k}q'_\alpha U\frac{\partial\alpha}{\partial U}=2Q+M_{q\gamma},\end{aligned}\tag{8, 20}$$

где

$$M_{U\gamma}=-\frac{3\sqrt{2}}{2\pi}U\frac{\xi u'_\alpha}{\xi'_\alpha}=\frac{3}{\pi}I_d x_k l^2\frac{\sin(\alpha+\gamma)+\sin\alpha}{\sin(\alpha+\gamma)-\sin\alpha};$$

$$M_{q\gamma}=-\frac{3U^2}{2\pi x_k}\frac{\xi q'_\alpha}{\xi'_\alpha}=-\frac{3\sqrt{2}}{\pi}EI_d l[\sin(\alpha+\gamma)+\sin\alpha].$$

Можно показать, что все остальные выражения для частных производных выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя могут быть получены из соответствующих выражений (8, 14′), (8, 16), (8, 16′) и (8, 18′) заменой M_U на $M_{U\gamma}$, M_q на $M_{q\gamma}$ и подстановкой $N_U=N_q=0$.

III. Случай $\alpha=\text{const}$. Этот случай имеет место при работе неуправляемого выпрямителя с углом зажигания $\alpha=0$ или с постоянным вынужденным углом зажигания. Подставляя $\Delta\alpha=0$ во второе уравнение системы (8, 11), получим:

$$\Delta\gamma=-\frac{\xi}{\xi'_\gamma}\left(\frac{\Delta U}{U}-\frac{\Delta I_d}{I_d}-\frac{\Delta f}{f}\right).$$

Отсюда найдем

$$U\frac{\partial\gamma}{\partial U}=-I_d\frac{\partial\gamma}{\partial I_d}=-f\frac{\partial\gamma}{\partial f}=-\frac{\xi}{\xi'_\gamma}.$$

Используя эти равенства, для частных производных выпрямленного напряжения и реактивной мощности по напряжению U, помноженных на U, найдем:

$$\begin{aligned}U\frac{\partial U_d}{\partial U}&=U_d+\frac{3\sqrt{2}}{\pi}Uu'_\gamma U\frac{\partial\gamma}{\partial U}=U_d+M_{U\alpha};\\ U\frac{\partial Q}{\partial U}&=2Q+\frac{3U^2}{2\pi x_k}q'_\gamma U\frac{\partial\gamma}{\partial U}=2Q+M_{q\alpha},\end{aligned}\tag{8, 21}$$

где

$$M_{U\alpha} = -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} U \frac{\xi u'_\gamma}{\xi'_\gamma} = \frac{3}{\pi} I_d x_k l \frac{g - 2\bar{x}_s \sin\alpha [\cos\alpha + \cos(\alpha+\gamma)]}{h - 2\bar{x}_s \sin\alpha [\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]};$$

$$M_{q\alpha} = -\frac{3U^2}{2\pi x_k} \frac{\xi q'_\gamma}{\xi'_\gamma} =$$

$$= -\frac{3\sqrt{2}}{\pi} EI_d \frac{gh \sin(\alpha+\gamma) - 2\bar{x}_s \sin\alpha \sin\gamma [1 - \bar{x}_s(\gamma - \sin\gamma\cos 2\psi)]}{h\{h - 2\bar{x}_s \sin\alpha [\cos\alpha - \cos(\alpha+\gamma)]}.$$

Можно показать, что все остальные выражения для частных производных выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности могут быть получены из соответствующих выражений (8, 14′), (8, 16), (8, 16′) и (8, 18′) подстановкой $M_{U\alpha}$ вместо M_U, $M_{q\alpha}$ вместо M_q и $N_U = N_q = 0$.

Выражения для всех частных производных выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя, помноженных на соответствующие переменные, сведены в табл. 9.

Таблица 9

Выражения частных производных выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя

Условия регулирования	Величины	Производные от этих величин			
		$I_d \frac{\partial}{\partial I_d}$	$U \frac{\partial}{\partial U}$	$f \frac{\partial}{\partial f}$	$\Pi \frac{\partial}{\partial \Pi}$
$\alpha = f(I_d, U, f, \Pi)$	U_d	$-M_U + N_U k_I I_d$	$U_d + M_U + N_U k_U U$	$-M_U + N_U k_f f$	$N_U k_\Pi \Pi$
	P	$P - I_d M_U + I_d N_U k_I I_d$	$P + I_d M_U + I_d N_U k_U U$	$-I_d M_U + I_d N_U k_f f$	$I_d N_U k_\Pi \Pi$
	Q	$-M_q + N_q k_I I_d$	$2Q + M_q + N_q k_U U$	$-Q - M_q + N_q k_f f$	$N_q k_\Pi \Pi$
$\alpha + \gamma = \text{const}$ ($\delta = \text{const}$)	U_d	$-M_{U\delta}$	$U_d + M_{U\delta}$	$-M_{U\delta}$	0
	P	$P - I_d M_{U\delta}$	$P + I_d M_{U\delta}$	$-I_d M_{U\delta}$	0
	Q	$-M_{q\delta}$	$2Q + M_{q\delta}$	$-Q - M_{q\delta}$	0
$\gamma = \text{const}$	U_d	$-M_{U\gamma}$	$U_d + M_{U\gamma}$	$-M_{U\gamma}$	0
	P	$P - I_d M_{U\gamma}$	$P + I_d M_{U\gamma}$	$-I_d M_{U\gamma}$	0
	Q	$-M_{q\gamma}$	$2Q + M_{q\delta}$	$-Q - M_{q\gamma}$	0
$\alpha = \text{const}$	U_d	$-M_{U\alpha}$	$U_d + M_{U\alpha}$	$-M_{U\alpha}$	0
	P	$P - I_d M_{U\alpha}$	$P + I_d M_{U\alpha}$	$-I_d M_{U\alpha}$	0
	Q	$-M_{q\alpha}$	$2Q + M_{q\alpha}$	$-Q - M_{q\alpha}$	0

§ 49. Статическая устойчивость электропередачи постоянного тока

Полученные в предыдущем параграфе формулы для частных производных выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя могут быть использованы при анализе статической устойчивости электрической системы, содержащей электропередачу постоянного тока. В некоторых случаях такой анализ может быть выполнен раздельно для системы переменного тока и для электропередачи постоянного тока. Рассмотрим один из таких случаев. Пусть мощность электропередачи постоянного тока значительно меньше мощности систем, к которым подключены преобразователи. Тогда анализ статической устойчивости электропередачи постоянного тока можно выполнить без учета систем переменного тока, так как можно считать частоту и напряжение на шинах преобразователя неизменными. Примем, что эквивалентные сопротивления в схеме замещения электропередачи постоянного тока имеют следующие выражения:

$$z_1 = r_1 + pL_1, \quad z_2 = r_2 + pL_2, \quad z_3 = \frac{1}{pC}.$$

Тогда уравнения малых колебаний для электропередачи постоянного тока будут иметь вид:

$$\begin{aligned}(r_1 + pL_1)\,\Delta I_{d1} + \frac{1}{pC}(\Delta I_{d1} - \Delta I_{d2}) &= 0;\\ (r_2 + pL_2)\,\Delta I_{d2} + \frac{1}{pC}(\Delta I_{d2} - \Delta I_{d1}) &= 0.\end{aligned} \tag{8,22}$$

Характеристическое уравнение этой системы имеет следующее выражение:

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0, \tag{8,23}$$

где

$$\begin{aligned}a_0 &= L_1 L_2 C;\\ a_1 &= L_1 r_2 C + L_2 r_1 C;\\ a_2 &= r_1 r_2 C + L_1 + L_2;\\ a_3 &= r_1 + r_2.\end{aligned}$$

Так как индуктивности электропередачи постоянного тока L_1 и L_2 и емкость линии C являются заданными, а эквивалентные сопротивления r_1 и r_2 зависят от режима преобразователей и коэффициентов регулирования углов α, то построение областей устойчивости удобно выполнить в плоскости параметров r_1 и r_2. Построение границ устойчивости выполним методом D-разбиения.

Подставив в уравнение (8, 23) $p = j\omega$ и отделив вещественную и мнимую части этого уравнения, получим:

$$\begin{aligned}-\omega^2 (L_1 r_2 C + L_2 r_1 C) + r_1 + r_2 &= 0;\\ -\omega^3 L_1 L_2 C + \omega (r_1 r_2 C + L_1 + L_2) &= 0.\end{aligned} \tag{8,24}$$

Пусть $L_1 = L_2 = L$. Тогда уравнения (8, 24) преобразуются к виду:

$$\begin{aligned}(r_1 + r_2)(1 - \omega^2 LC) &= 0;\\ \omega (r_1 r_2 C - L^2 C \omega^2 + 2L) &= 0.\end{aligned}$$

Последние уравнения удовлетворяются в следующих трех случаях:

1) $r_1+r_2=0, \quad \omega=0;$

2) $r_1+r_2=0, \quad \omega=\frac{1}{\sqrt{LC}}\sqrt{2+\frac{r_1r_2C}{L}}=\omega_0\sqrt{2-\frac{r_1^2C}{L}};$

3) $\omega=\frac{1}{\sqrt{LC}}=\omega_0, \quad r_1r_2=\omega^2L^2-\frac{2L}{C}=-\frac{L}{C}.$

В каждом случае одно равенство дает уравнение границы области устойчивости, а второе — частоту колебаний на этой границе.

На участке линии $r_1+r_2=0$ между точками $\omega=0$ имеем две частоты колебаний: $\omega=0$ и $\omega=\omega_0\sqrt{2-\frac{r_1^2C}{L}}$, на гиперболе $r_1r_2=-\frac{L}{C}$ частота колебаний равна частоте ω_0 собственных колебаний электропередачи постоянного тока.

Для выделения области устойчивости из всех областей, на которые делится плоскость параметров r_1, r_2, можно воспользоваться критериями Гурвица:

$$a_1>0, \quad a_1a_2-a_0a_3>0, \quad a_3>0,$$

которые в данном случае сводятся к следующим неравенствам:

$$r_1+r_2>0; \quad r_1r_2>-\frac{L}{C}.$$

Поясним смысл этих неравенств.

1. Неравенство $r_1+r_2>0$ получено из двух условий. Одним из них является условие положительности свободного члена характеристического уравнения. В соответствии со сказанным в § 46 это неравенство является условием отсутствия сползания в электропередаче постоянного тока. Наряду со сползанием при $r_1+r_2\leqslant 0$ имеет место также самораскачивание передачи. Причем при $r_1+r_2=0$ частота колебаний равна

$$\omega=\omega_0\sqrt{2+\frac{r_1r_2C}{L}}.$$

Считая, что преобразователь *1* является выпрямителем, а преобразователь *2* — инвертором, в соответствии с (8, 5) получим

$$r_1+r_2=-\frac{\partial U'_{d1}}{\partial I_d}+\frac{\partial\left(-U'_{d2}\right)}{\partial I_d}>0$$

или

$$\frac{\partial\left(-U'_{d2}\right)}{\partial I_d}>\frac{\partial U'_{d1}}{\partial I_d}.$$

Это значит, что угол наклона внешней характеристики инвертора, приведенной к середине линии постоянного тока, должен быть больше угла наклона соответствующей характеристики выпрямителя. Этот вывод является общим независимо от того, каким образом регулируются углы зажигания выпрямителя и инвертора. Необходимо лишь внешние характеристики выпрямителя и инвертора рассматривать с учетом регуляторов углов зажигания. Заметим здесь, что угол наклона считается положительным, если он отсчитывается от оси абсцисс (ось I_d) против часовой стрелки.

2. Если не выполняется неравенство $r_1 r_2 > -\frac{L}{C}$, то возникает самораскачивание передачи постоянного тока. Причем при $r_1 r_2 = -\frac{L}{C}$ частота колебаний равна $\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}}$. Колебания возникают в двух контурах, охватывающих преобразователь, половину линии передачи и эквивалентную емкость линии передачи постоянного тока. Волновые сопротивления этих контуров равны

$$z_в = \sqrt{\frac{L}{C}}.$$

Используя выражение (8, 5), указанное неравенство можно записать в виде

$$\frac{\partial U'_{d1}}{\partial I_d} \cdot \frac{\partial (-U'_{d2})}{\partial I_d} < z_в^2.$$

Этот критерий является общим независимо от регулирования углов зажигания выпрямителя и инвертора, если только линия передачи постоянного тока может быть представлена схемой замещения, показанной на рис. 88. Действие регуляторов передачи постоянного тока здесь должно учитываться внешними характеристиками выпрямителя и инвертора. Заметим также, что сказанное выше справедливо лишь тогда, когда постоянные времени регуляторов углов зажигания выпрямителя и инвертора значительно меньше периода собственных колебаний электропередачи постоянного тока.

Рассмотрим теперь на конкретном примере влияние отдельных регуляторов передачи постоянного тока на ее устойчивость.

На рис. 110 приведена область устойчивости электропередачи постоянного тока при $L_1 = L_2 = 1.9$ *гн*, $C = 5$ *мкф*, $x_{к1} = x_{к2} = 50$ *ом*, $r_л = 5$ *ом*. Область устойчивости отмечена на рисунке штриховкой.

Пусть преобразователь *1* является выпрямителем, а преобразователь *2* — инвертором. При работе электропередачи без регуляторов

$$r_1 = \frac{1}{2} r_л + \frac{3}{\pi} x_{k1} = 50 \text{ ом}, \quad r_2 = \frac{1}{2} r_л + \frac{3}{\pi} x_{k2} = 50 \text{ ом}.$$

Этому режиму на рис. 110 соответствует точка A, находящаяся в устойчивой области.

Регулятор тока на выпрямителе увеличивает r_1:

$$r_1 = \frac{1}{2} r_л + \frac{3}{\pi} x_{k1} + \frac{3\sqrt{2}}{\pi} U_1 k_{I1} \sin \alpha_1.$$

В зависимости от величины k_{I1}, а также от параметров режима U_1 и α_1, режиму передачи соответствуют точки луча AB, находящегося в устойчивой области.

При работе регулятора тока на инверторе увеличивается r_2:

$$r_2 = \frac{1}{2} r_л + \frac{3}{\pi} x_{k2} + \frac{3\sqrt{2}}{\pi} U_2 k_{I2} \sin \alpha_2.$$

В этом случае режиму работы электропередачи соответствуют точки луча AC.

При поддержании на инверторе угла погасания δ постоянным могут быть случаи $\alpha_2+\gamma_2=\text{const}$ и $\gamma_2=\text{const}$.

а) $\alpha_2+\gamma_2=\text{const}$. В этом случае эквивалентное сопротивление r_2 равно

$$r_2=\frac{1}{2}r_л-\frac{3}{\pi}x_{k2}=-45\ ом.$$

Без регулятора тока на выпрямителе этому режиму соответствует точка A' вблизи границы области устойчивости. При $r_1+r_2=0$ точка A' попадает на границу области устойчивости, а при $r_1+r_2<0$ оказы-

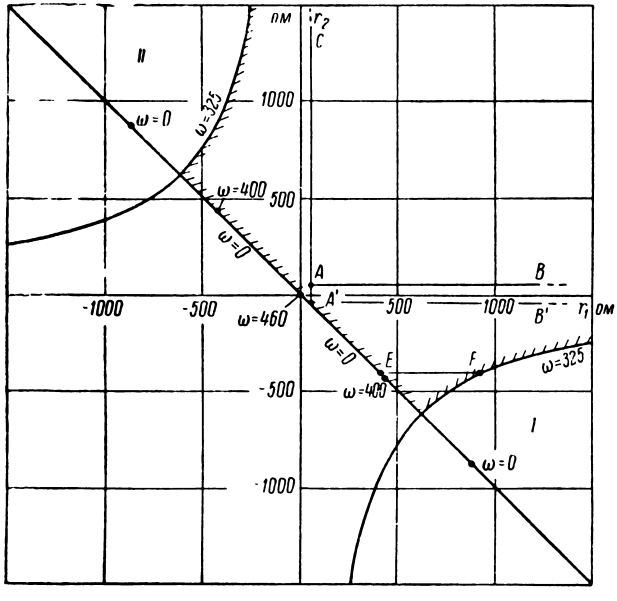


Рис. 110. Область устойчивости электропередачи постоянного тока при одинаковых значениях эквивалентных индуктивностей L_1 и L_2.

вается вне области устойчивости. Подставляя сюда значения r_1 и r_2, найдем условие устойчивости

$$r_1+r_2=r_л+\frac{3}{\pi}(x_{k1}-x_{k2})>0$$

или

$$x_{k2}<x_{k1}+\frac{\pi}{3}r_л\approx x_{k1}+r_л,$$

т. е. для устойчивости работы передачи постоянного тока без регулятора тока на выпрямителе и с идеальным регулятором угла погасания на инверторе необходимо, чтобы сопротивление контура коммутации инвертора было меньше суммы сопротивления контура коммутации выпрямителя и активного сопротивления линии постоянного тока.

Включение регулятора тока на выпрямителе при $\delta=\text{const}$ на инверторе смещает рабочую точку вдоль луча $A'B'$ и режим передачи оказывается устойчивым, пока выполняется условие

$$r_1r_2>-\frac{L}{C}.$$

Подставляя сюда значения r_1 и r_2, найдем

$$\left(\frac{1}{2}r_л+\frac{3}{\pi}x_{k1}+\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_1k_{I1}\sin\alpha_1\right)\left(\frac{1}{2}r_л-\frac{3}{\pi}x_{k2}\right)>-\frac{L}{C}$$

или

$$U_1k_{I1}\sin\alpha_1<\frac{\pi}{3\sqrt{2}}\left[\frac{L}{\left(\frac{3}{\pi}x_{k2}-\frac{1}{2}r_л\right)C}-\frac{1}{2}r_л-\frac{3}{\pi}x_{k1}\right].$$

Следовательно, для устойчивой работы передачи постоянного тока с регулятором тока на выпрямителе и с идеальным регулятором угла погасания необходимо, чтобы произведение коэффициента регулирования угла зажигания α_1 по току, действующего значения напряжения переменного тока и синуса угла зажигания на выпрямителе было меньше определенного значения.

б) $\gamma_2=\text{const}$. В таком режиме преобразователя, когда одновременно с постоянством угла погасания δ угол коммутации γ_2 также остается постоянным

$$r_2=\frac{1}{2}r_л-\frac{3}{\pi}x_{k2}\frac{\sin\alpha_2+\sin(\alpha_2+\gamma_2)}{\sin\alpha_2-\sin(\alpha_2+\gamma_2)},$$

т. е. r_2 может принимать любые отрицательные значения. Например, при $\alpha_2=140°$, $\gamma_2=10°$

$$r_2=-400\ ом.$$

Как показано на рис. 110, этот режим может быть устойчивым только тогда, когда r_1 находится в определенном интервале, показанном отрезком EF. Могут иметь место и такие значения r_2, при которых режим электропередачи постоянного тока будет неустойчивым при любых r_1.

При использовании на инверторе только компаундирующего устройства угол погасания δ поддерживается не строго постоянным. Так как принято $U=\text{const}$, то элемент напряжения компаундирующего устройства можно не рассматривать. Пусть элемент тока настроен так, что при $\alpha_2=\alpha_{20}$ строго выполняется условие $\delta=\text{const}$. Тогда внешняя характеристика $U_d=f(I_d)$ инвертора с компаундирующим устройством в точке, где $\alpha_2=\alpha_{20}$, будет иметь такой же наклон, как и при идеальном регулировании угла погасания, когда $\delta=\text{const}$, т. е. имеет место равенство

$$\frac{3}{\pi}x_{k2}+\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_2k_{I2}\sin\alpha_{20}=-\frac{3}{\pi}x_{k2}.$$

Отсюда

$$k_{I2}=-\frac{\sqrt{2}x_{k2}}{U_2\sin\alpha_{20}}.$$

Используя полученное значение k_{I2}, из условия устойчивости $r_1+r_2>0$ при неработающем регуляторе тока на выпрямителе получим

$$\sin\alpha_2<\sin\alpha_{20}\frac{r_л+\frac{3}{\pi}(x_{k1}+x_{k2})}{\frac{6}{\pi}x_{k2}}. \qquad (8,25)$$

Из неравенства (8, 25) следует, что режим электропередачи постоянного тока с компаундирующим устройством и без регулятора тока будет устойчив только тогда, когда угол зажигания α_2 превышает некоторое предельное значение $\alpha_{2\,пр.}$, так как угол α_2 имеет значения от 90° до 180°. При $\alpha_2 = \alpha_{2\,пр.}$ неравенство (8, 25) превращается в равенство, из которого и можно определить предельное значение угла зажигания α_2. В частности, когда $x_{k1} = x_{k2}$ и $r_л \approx 0$, $\alpha_{2\,пр.} = \alpha_{20}$.

До сих пор предполагалось, что $L_1 = L_2$. Это условие не всегда имеет место. Линия электропередачи постоянного тока обычно выполняется симметричной. Но в состав эквивалентных индуктивностей L_1 и L_2, как показано в § 41, входят также индуктивности системы переменного тока, которые, как правило, для выпрямительной и инверторной подстанции имеют разные величины. Поэтому некоторая несимметрия электропередачи по индуктивностям всегда имеет место.

Обозначим:

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_1 C}} \quad \text{и} \quad \omega_2 = \frac{1}{\sqrt{L_2 C}}.$$

Тогда из уравнений (8, 24) можем найти следующие выражения для границ области устойчивости в параметрическом виде:

$$\left.\begin{aligned} r_1 &= \pm L_1 \sqrt{\frac{(\omega_1^2 + \omega_2^2 - \omega^2)(\omega_1^2 - \omega^2)}{\omega_2^2 - \omega^2}}; \\ r_2 &= \mp L_2 \sqrt{\frac{(\omega_1^2 + \omega_2^2 - \omega^2)(\omega_2^2 - \omega^2)}{\omega_1^2 - \omega^2}}. \end{aligned}\right\} \qquad (8, 26)$$

При $\omega = 0$ из уравнений (8, 24) получается выражение для особой прямой

$$r_1 + r_2 = 0.$$

На рис. 111 выполнено построение области устойчивости при $L_1 = 1.05 L_2 = 2$ *гн*, $L_2 = 1.9$ *гн*, $C = 5$ *мкф*. При этом границы области устойчивости немного сместились.

Пусть преобразователь *1* работает в выпрямительном режиме, а преобразователь *2* — в инверторном, и передача регулируется с помощью регулятора тока на выпрямителе и компаундирующего устройства на инверторе. Тогда $r_1 > 0$, а $r_2 < 0$. В квадранте *I*, где $r_1 > 0$ и $r_2 < 0$, область устойчивости уменьшается. Пунктиром показана область устойчивости при одинаковых индуктивностях L_1 и L_2. Если теперь предположить, что преобразователь *1* работает в инверторном, а преобразователь *2* — в выпрямительном режиме, то будем иметь $r_1 < 0$, $r_2 > 0$. В квадранте *II*, где $r_1 < 0$, $r_2 > 0$, область устойчивости увеличивается. Следовательно, увеличение индуктивности на выпрямительном конце электропередачи приводит к уменьшению области устойчивости, увеличение же индуктивности на инверторном конце передачи расширяет область устойчивости электропередачи.

Если угол зажигания α регулировать не только по приращению выпрямленного тока I_d, но и по его первой производной I'_d, то такое регулирование будет эквивалентно введению некоторой дополнительной, положительной или отрицательной, индуктивности в цепь выпрямленного тока. Регулирование угла зажигания инвертора по I'_d нецелесо-

образно, так как оно приводит к изменениям угла погасания δ в переходных процессах.

Введение положительной производной I_d' выпрямленного тока в закон регулирования угла зажигания α выпрямителя приводит к увеличению эквивалентной индуктивности на выпрямительной стороне электропередачи и к уменьшению области устойчивости.

Рассмотрим теперь, каким образом влияет на области устойчивости запаздывание в регуляторах электропередачи постоянного тока. Введем

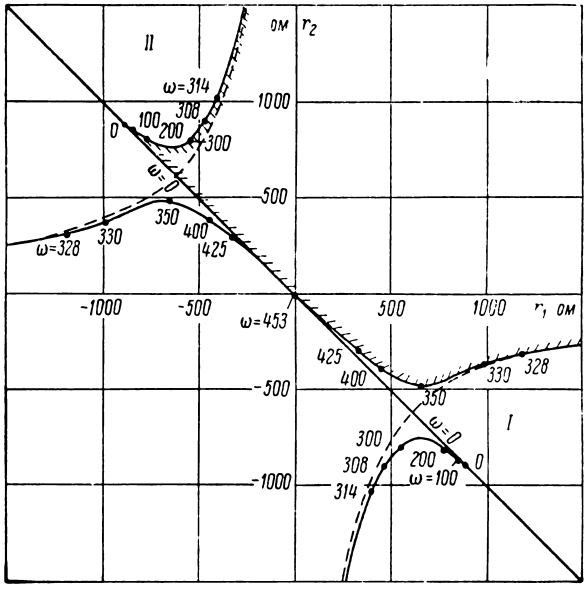


Рис. 111. Область устойчивости электропередачи постоянного тока при различных значениях эквивалентных индуктивностей L_1 и L_2.

в r_1 вместо коэффициента регулирования k_{I1} передаточную функцию регулятора тока

$$k_{I1}(p)=\frac{k_{I1}}{Tp+1},$$

где T — постоянная времени регулятора. Тогда

$$r_1(p)=\frac{1}{2}r_л+\frac{3}{\pi}x_{к1}+\frac{3\sqrt{2}}{\pi}U_1\sin\alpha_1\frac{k_{I1}}{Tp+1}=\frac{r_{10}Tp+r_1}{Tp+1},$$

где $r_{10}=\frac{1}{2}r_л+\frac{3}{\pi}x_{к1}$ — эквивалентное сопротивление нерегулируемого преобразователя.

Подставив $r_1(p)$ вместо r_1 в характеристическое уравнение (8, 23), найдем новое характеристическое уравнение, учитывающее запаздывание в регуляторе:

$$a_0p^4+a_1p^3+a_2p^2+a_3p+a_4=0, \qquad (8,27)$$

где

$$a_0 = C\bar{L}_1 L_2 T;$$
$$a_1 = C\bar{L}_1 L_2 + CL_1 r_2 T;$$
$$a_2 = C\bar{L}_1 r_2 + CL_2 r_1 + (L_1 + L_2) T;$$
$$a_3 = Cr_1 r_2 + \bar{L}_1 + L_2 + r_2 T;$$
$$a_4 = r_1 + r_2.$$

Здесь

$$\bar{L}_1 = L_1 + r_{10} T.$$

Подставив в уравнение (8, 27) $p = j\omega$ и отделив вещественную и мнимую части, получим:

$$CL_1 L_2 T\omega^4 - [C\bar{L}_1 r_2 + CL_2 r_1 + (L_1 + L_2) T]\omega^2 + r_1 + r_2 = 0;$$
$$-(C\bar{L}_1 L_2 + CL_1 r_2 T)\omega^3 + (Cr_1 r_2 + \bar{L}_1 + L_2 + r_2 T)\omega = 0.$$

Отсюда найдем выражения для границ области устойчивости:

$$r_1 = -\frac{1}{2\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_2^2}\right)}\left\{\frac{T}{C}\left[1 - 2\left(\frac{\omega^2}{\omega_1^2} + \frac{\omega^2}{\omega_2^2} - \frac{\omega^4}{\omega_1^2 \omega_2^2}\right)\right] \pm \sqrt{A(\omega)}\right\};$$

$$r_2 = \frac{1}{2\left(1 - \frac{\omega^2}{\bar{\omega}_1^2}\right)}\left[\frac{T}{C} \pm \sqrt{A(\omega)}\right];$$

$$r_1 + r_2 = 0 \quad \text{при} \quad \omega = 0,$$

где

$$A(\omega) = \frac{T^2}{C^2} + \frac{4L_2}{C}\left(1 - \frac{\omega^2}{\bar{\omega}_1^2}\right)\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_2^2}\right)\left(1 - \frac{\omega^2}{\bar{\omega}_1^2} + \frac{\omega_2^2}{\bar{\omega}_1^2}\right),$$

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_1 C}}; \quad \omega_2 = \frac{1}{\sqrt{L_2 C}}; \quad \bar{\omega}_1 = \frac{1}{\sqrt{\bar{L}_1 C}}.$$

На рис. 112 построена область устойчивости электропередачи постоянного тока для тех же параметров, что и на рис. 110, и при $T = 0.002$ *сек*. Здесь же для сравнения пунктиром нанесена граница области устойчивости при $T = 0$. На рис. 112 показано, что в рабочем квадранте *I*, когда преобразователь *1* работает выпрямителем, а преобразователь *2* — инвертором, область устойчивости сместилась в сторону бóльших значений r_1. Это значит, что при одном и том же наклоне внешней характеристики инвертора при наличии запаздывания в регуляторе тока допустим бóльший наклон внешней характеристики выпрямителя, чем без запаздывания.

Наличие запаздывания в регуляторе тока увеличивает наименьшее допустимое значение сопротивления r_1. Так, при $r_2 = -45$ *ом*, что имеет место в нашем примере при $\delta = \text{const}$, $r_{1\,\min} = 100$ *ом*. Это значит, что минимальный наклон внешней характеристики выпрямителя при $T = 0.002$ *сек*. должен быть вдвое больше наклона внешней характеристики инвертора при $\delta = \text{const}$.

При меньших значениях r_1 в передаче возникают высокочастотные колебания, частота которых близка к частоте колебаний контура, составленного из емкости C линии постоянного тока и параллельно соединенных индуктивностей L_1 и L_2.

В рабочем квадранте *II* (преобразователь *1* — инвертор, преобразователь *2* — выпрямитель) область устойчивости расширяется. Это значит, что при введении запаздывания в элемент тока компаундирующего устройства увеличиваются наибольшие допустимые коэффициенты усиления регулятора тока.

Ранее было принято, что системы переменного тока по мощности значительно превосходят электропередачу постоянного тока и в анализе

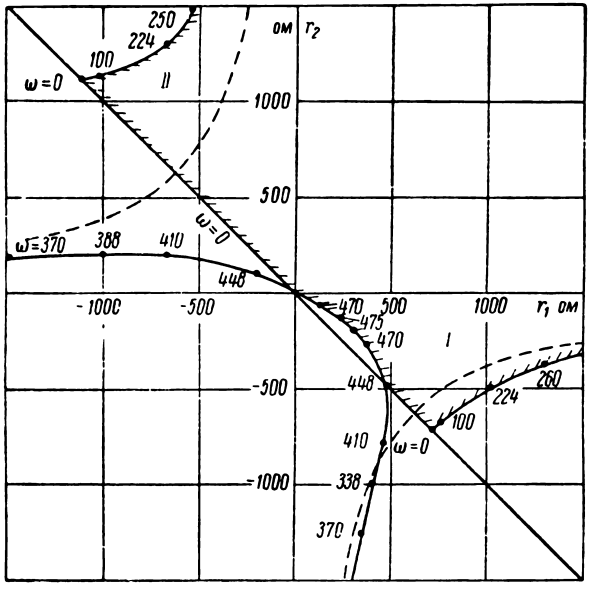


Рис. 112. Область устойчивости электропередачи постоянного тока при наличии запаздывания в ее регуляторах. ($T = 0.002$ *сек.*).

они не учитывались. При необходимости учесть систему переменного тока надо рассматривать также уравнения переходных процессов в этой системе. Рассмотрим здесь простейший случай, когда система, в которой работает преобразователь *1*, замещена постоянной эквивалентной э. д. с. E_1, приложенной за реактивным сопротивлением системы x_{s1}. Частоту системы будем считать неизменной. Тогда уравнения переходных процессов (8, 3′) в передаче постоянного тока должны быть записаны в следующем виде:

$$\begin{aligned} z_1\Delta I_{d1} + z_3(\Delta I_{d1} + \Delta I_{d2}) &= \frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1; \\ z_2\Delta I_{d2} + z_3(\Delta I_{d2} - \Delta I_{d1}) &= 0. \end{aligned} \qquad (8, 28)$$

Эти уравнения должны быть дополнены уравнениями переходных процессов в системе переменного тока. Таковыми при принятых допущениях будут уравнения баланса активной и реактивной мощности на шинах переменного тока:

$$P_1 = \frac{E_1 U_1}{x_{s1}} \sin \theta_{s1};$$

$$Q_1 = \frac{E_1 U_1}{x_{s1}} \cos \theta_{s1} - \frac{U_1^2}{x_{s1}}.$$

После линеаризации этих уравнений найдем:

$$\frac{\partial P_1}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1}=\frac{E_1}{x_{s1}}\sin\theta_{s1}\Delta U_1+\frac{E_1U_1}{x_{s1}}\cos\theta_{s1}\Delta\theta_{s1};$$

$$\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1}=\frac{E_1}{x_{s1}}\cos\theta_{s1}\Delta U_1-\frac{E_1U_1}{x_{s1}}\sin\theta_{s1}\Delta\theta_{s1}-\frac{2U_1}{x_{s1}}\Delta U_1.$$

Отсюда получим

$$\Delta U_1=-\frac{U_1}{I_{d1}}\cdot\frac{E_1U_1\sin^2\theta_{s1}-M_{s1}x_{s1}+N_{s1}k_{I1}x_{s1}I_{d1}}{E_1U_1\cos^2\theta_{s1}+M_{s1}x_{s1}+N_{s1}k_{U1}x_{s1}U_1}\Delta I_{d1},$$

где

$$M_{s1}=I_{d1}M_{U1}\sin\theta_{s1}+M_{q1}\cos\theta_{s1};$$
$$N_{s1}=I_{d1}N_{U1}\sin\theta_{s1}+N_{q1}\cos\theta_{s1},$$

а M_{U1}, N_{U1}, M_{q1} и N_{q1} имеют те же выражения, что и в § 48.

После подстановки ΔU_1 в уравнения (8, 28) получим:

$$\begin{gathered}(z_1+r_{s1})\Delta I_{d1}+z_3(\Delta I_{d1}-\Delta I_{d2})=0;\\ z_2\Delta I_{d2}+z_3(\Delta I_{d2}-\Delta I_{d1})=0,\end{gathered}\qquad(8,28')$$

где

$$r_{s1}=\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\cdot\frac{U_1}{I_{d1}}\cdot\frac{E_1U_1\sin^2\theta_{s1}-M_{s1}x_{s1}+N_{s1}k_{I1}x_{s1}I_{d1}}{E_1U_1\cos^2\theta_{s1}+M_{s1}x_{s1}+N_{s1}k_{U1}x_{s1}U_1}$$

есть добавочное сопротивление, зависящее от параметров системы переменного тока и коэффициентов регулирования k_{I1} и k_{U1}.

При $z_1=r_1+pL_1$, $z_2=r_2+pL_2$ и $z_3=\frac{1}{pC}$ уравнения (8, 28′) отличаются от уравнений (8, 22) только наличием добавочного члена r_{s1}. Следовательно, области устойчивости, полученные ранее для случая работы преобразователей на системы бесконечной мощности, могут быть использованы также и при учете конечной мощности системы переменного тока. Здесь, однако, усложняется расчет коэффициентов регулирования по найденным значениям r_1 и r_2, так как для этого необходимо использовать громоздкое выражение для добавочного сопротивления r_{s1}.

§ 50. О возможности раздельного анализа статической устойчивости системы переменного тока и электропередачи постоянного тока

Рассмотрим электрическую систему (рис. 113), состоящую из синхронного генератора, имеющего на шинах местную нагрузку и линий электропередач переменного и постоянного тока, связывающих генератор с системами переменного тока, которые примем бесконечно мощными.

На рис. 113 введены обозначения: x_d — синхронное реактивное сопротивление синхронного генератора; $x_л$ — эквивалентное продольное реактивное сопротивление линии электропередачи переменного тока; $x_{т1}$ и $x_{т2}$ — реактивные сопротивления трансформаторов преобразователей; L_1 и L_2 — эквивалентные индуктивности электропередачи постоянного тока; $r_{л1}$ и $r_{л2}$ — активные сопротивления линии электропередачи постоянного тока; C — емкость линии электропередачи постоянного тока.

Все величины, относящиеся к преобразователю *1*, примыкающему к генератору, и к преобразователю *2*, примыкающему к системе бесконечной мощности, соответственно, будем обозначать индексом *1* или *2*. Далее приняты следующие обычные допущения, упрощающие анализ: не учитывается явнополюсность синхронного генератора и переходные процессы в статоре, а нагрузка учитывается ее статическими харак-

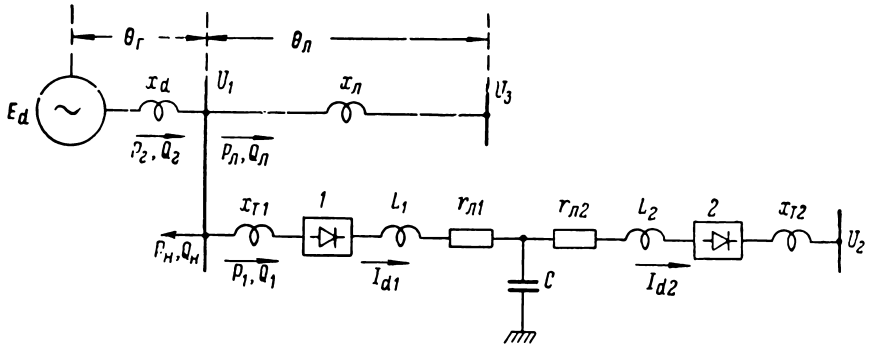


Рис. 113. Эквивалентная схема системы, содержащей электропередачу постоянного тока.

теристиками. Тогда для рассматриваемой системы переменного тока можно записать следующие уравнения переходных процессов [146, 151]:

$$\begin{aligned} T_j p^2\theta &= P_T - P_г; \\ T_{d0} p E'_d &= E_{de} - E_d; \\ P_г &= P_л + P_1 + P_н; \\ Q_г &= Q_л + Q_1 + Q_н, \end{aligned} \qquad (8,29)$$

где T_j — инерционная постоянная синхронного генератора;

T_{d0} — постоянная времени обмотки возбуждения при разомкнутой обмотке статора;

$P_г$ и $Q_г$ — активная и реактивная мощности генератора;

$P_л$ и $Q_л$ — активная и реактивная мощности линии электропередачи переменного тока;

P_1 и Q_1 — активная и реактивная мощности первого преобразователя;

$P_н$ и $Q_н$ — активная и реактивная мощности местной нагрузки;

P_T — мощность, подводимая к синхронному генератору со стороны первичного двигателя;

θ — угол между векторами э. д. с. E_d и напряжения U_3 в конце линии электропередачи переменного тока;

E_d — э. д. с. холостого хода генератора;

E'_d — переходная э. д. с. генератора;

E_{de} — э. д. с. возбудителя.

Активные и реактивные мощности генератора и линии переменного тока, а также э. д. с. E'_d равны:

$$P_г = \frac{E_d U_1}{x_d} \sin\theta_г, \qquad Q_г = \frac{E_d U_1}{x_d} \cos\theta_г - \frac{U_1^2}{x_d};$$

$$P_{л}=\frac{U_1U_3}{x_{л}}\sin\theta_{л},\qquad Q_{л}=\frac{U_1^2}{x_{л}}-\frac{U_1U_3}{x_{л}}\cos\theta_{л};$$

$$E'_d=E_d\frac{x'_d}{x_d}+\frac{x_d-x'_d}{x_d}U\cos\theta_{г},$$

где x_d — синхронное реактивное сопротивление синхронного генератора;

x'_d — переходное реактивное сопротивление генератора по продольной оси;

U_1 и U_2 — напряжения переменного тока на шинах первого и второго преобразователя;

U_3 — напряжение в конце линии электропередачи переменного тока;

$\theta_{г}$ — угол между векторами э. д. с. E_d и напряжения U_1;

$\theta_{л}$ — угол между векторами напряжений U_1 и U_3.

Так как синхронный генератор работает параллельно с системой бесконечной мощности, то частота напряжения U_1 на его зажимах может изменяться лишь в небольших пределах во время качаний ротора генератора. Пренебрегая этими изменениями частоты f, будем считать $f=\text{const}$. Тогда активная и реактивная мощности нагрузки будут зависеть только от напряжения U_1. Будем считать, что для повышения статической устойчивости системы переменного тока электропередача постоянного тока регулируется по фазовому углу θ. Тогда активная и реактивная мощности первого преобразователя будут зависеть от напряжения U_1, от фазного угла θ и от выпрямленного тока I_{d1} первого преобразователя.

Перейдем от уравнений (8, 29) к уравнениям малых колебаний системы:

$$\begin{gathered}
T_jp^2\Delta\theta+\frac{\partial P_{г}}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial P_{г}}{\partial\theta_{г}}\Delta\theta_{г}+\frac{\partial P_{г}}{\partial E_d}\Delta E_d=0;\\
T_{d0}p\left(\frac{\partial E'_d}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial E'_d}{\partial\theta_{г}}\Delta\theta_{г}+\frac{\partial E'_d}{\partial E_d}\Delta E_d\right)+\Delta E_d-\Delta E_{de}=0;\\
-\left(\frac{\partial P_{л}}{\partial\theta_{л}}+\frac{\partial P_1}{\partial\theta}\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial P_{г}}{\partial U_1}-\frac{\partial P_{л}}{\partial U_1}-\frac{\partial P_{н}}{\partial U_1}-\frac{\partial P_1}{\partial U_1}\right)\Delta U_1+\\
+\left(\frac{\partial P_{г}}{\partial\theta_{г}}+\frac{\partial P_{л}}{\partial\theta_{л}}\right)\Delta\theta_{г}+\frac{\partial P_{г}}{\partial E_d}\Delta E_d=\frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1};\\
-\left(\frac{\partial Q_{л}}{\partial\theta_{л}}+\frac{\partial Q_1}{\partial\theta}\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial Q_{г}}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_{л}}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_{н}}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}\right)\Delta U_1+\\
+\left(\frac{\partial Q_{г}}{\partial\theta_{г}}+\frac{\partial Q_{л}}{\partial\theta_{л}}\right)\Delta\theta_{г}+\frac{\partial Q_{г}}{\partial E_d}\Delta E_d=\frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1}.
\end{gathered}\tag{8, 30}$$

Считая, что первый преобразователь электропередачи постоянного тока регулируется по углу θ, а также, что $U_2=\text{const}$, для электропередачи постоянного тока получим следующие уравнения малых колебаний:

$$\begin{gathered}
(r_1+pL_1)\Delta I_{d1}+\frac{1}{pC}(\Delta I_{d1}-\Delta I_{d2})=\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta}\Delta\theta+\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1;\\
(r_2+pL_2)\Delta I_{d2}+\frac{1}{pC}(\Delta I_{d2}-\Delta I_{d1})=0.
\end{gathered}\tag{8, 31}$$

Исключив из уравнений (8,31) переменную ΔI_{d2}, получим

$$\left(\frac{L_1L_2C}{r_1+r_2}p^3+\frac{r_1L_2C+r_2L_1C}{r_1+r_2}p^2+\frac{r_1r_2C+L_1+L_2}{r_1+r_2}p+1\right)\Delta I_{d1}=$$
$$=\frac{1}{r_1+r_2}(L_2Cp^2+r_2Cp+1)\left(\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta}\Delta\theta+\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1\right). \qquad (8,32)$$

Предположим, что синхронный генератор не имеет регулятора возбуждения, т. е. э. д. с. возбудителя $E_{de}=\text{const}$ или $\Delta E_{de}=0$. Тогда уравнения (8,30) и (8,32) образуют полную систему уравнений малых колебаний. Используя эту систему уравнений, можно выполнить точный анализ статической устойчивости совместно работающих систем переменного тока и электропередачи постоянного тока. Покажем, что приближенный анализ статической устойчивости можно выполнить раздельно для системы переменного тока и электропередачи постоянного тока. Решив систему уравнений (8,30), можно переменные $\Delta\theta$ и ΔU_1 выразить через I_{d1}:

$$\Delta\theta=\frac{D_\theta}{D}\Delta I_{d1} \quad \text{и} \quad \Delta U_1=\frac{D_U}{D}\Delta I_{d1}.$$

Здесь D — определитель системы (8,30):

$$D=\begin{vmatrix} T_jp^2 & \frac{\partial P_г}{\partial U_1} & \frac{\partial P_г}{\partial\theta_г} & \frac{\partial P_г}{\partial E_d} \\ 0 & T_{d0}p\frac{\partial E'_d}{\partial U_1} & T_{d0}p\frac{\partial E'_d}{\partial\theta_г} & T_{d0}p\frac{\partial E'_d}{\partial E_d}+1 \\ -\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}-\frac{\partial P_1}{\partial\theta} & \frac{\partial P_г}{\partial U_1}-\frac{\partial P_л}{\partial U_1}-\frac{\partial P_н}{\partial U_1}-\frac{\partial P_1}{\partial U_1} & \frac{\partial P_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л} & \frac{\partial P_г}{\partial E_d} \\ -\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}-\frac{\partial Q_1}{\partial\theta} & \frac{\partial Q_г}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_л}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_н}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_1}{\partial U_1} & \frac{\partial Q_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л} & \frac{\partial Q_г}{\partial E_d} \end{vmatrix} \qquad (8,33)$$

Определители D_θ и D_U получаются из определителя системы D заменой столбца коэффициентов при переменных $\Delta\theta$ или ΔU столбцом коэффициентов при ΔI_{d1}. Развернув определители D, D_θ и D_U и сгруппировав члены по степеням p, получим:

$$D=T_jT_{d0}d_0p^3+T_jd_1p^2+T_{d0}d_2p+d_3;$$
$$D_\theta=T_{d0}a_2p+a_3; \qquad (8,34)$$
$$D_U=T_jT_{d0}b_0p^3+T_jb_1p^2+T_{d0}b_2p+b_3,$$

где a_k, b_k и d_k — выражения, зависящие от режима системы и имеющие одинаковый порядок величины.

Обозначим:

$$A(p)=\frac{D_\theta}{D}=\frac{T_{d0}a_2p+a_3}{T_jT_{d0}d_0p^3+T_jd_1p^2+T_{d1}d_2p+d_3};$$
$$B(p)=\frac{D_U}{D}=\frac{T_jT_{d0}b_0p^3+T_jb_1p^2+T_{d1}b_2p+b_3}{T_jT_{d0}p^3+T_jd_1p^2+T_{d0}d_2p+d_3}.$$

Подставив выражения для $\Delta\theta$ и ΔU_1 в уравнение (8,32), получим характеристическое уравнение электропередачи постоянного тока, отличающееся от уравнения (8,23) тем, что вместо r_1 в него входит

$$R_1(p)=r_1+A(p)\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta}+B(p)\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}. \qquad (8,35)$$

В § 48 было показано, что нарушение устойчивости электропередачи постоянного тока может иметь характер либо сползания ($\omega = 0$), либо самораскачивания с угловой частотой, близкой к угловой частоте собственных колебаний линии электропередачи постоянного тока $\omega_1 = \omega_2 = \frac{1}{\sqrt{LC}}$.

Воздушная линия электропередачи постоянного тока имеет угловую частоту собственных колебаний порядка сотен радиан в секунду. Заменив в выражении (8, 35) p на $j\omega$ и учитывая порядок величины ω_1, найдем:

$$R_1(0) = r_1 + \frac{a_3}{d_3}\frac{\partial U_{d1}}{\partial \theta} + \frac{b_3}{d_3}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1},$$

$$R_1(j\omega_1) = r_1 + \frac{b_0}{d_0}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}.$$

Следовательно, при анализе статической устойчивости электропередачи постоянного тока система переменного тока может учитываться соответствующими добавками к эквивалентному сопротивлению r_1. Для определения условий сползания суммарное эквивалентное сопротивление следует брать равным $R_1 = R_1(0)$, для определения условий самораскачивания $R_1 = R_1(j\omega_1)$. Отличие между $R_1(0)$ и $R_1(j\omega_1)$ состоит в том, что первое определяется при постоянстве синхронной э. д. с. генератора ($E_d = \text{const}$), второе — при постоянстве переходной э. д. с. ($E'_d = \text{const}$).

Анализ статической устойчивости системы переменного тока можно выполнить без учета переходного процесса в электропередаче постоянного тока. При поддержании постоянства выпрямленного тока в передаче коэффициенты при p и p^2 в уравнении (8, 32) малы по величине. Для частот, имеющих порядок частоты собственных колебаний ротора синхронного генератора, в уравнении (8, 32) члены, содержащие p, малы по сравнению с единицей и ими можно пренебречь. Тогда

$$\Delta I_{d1} = \frac{1}{r_1 + r_2}\left(\frac{\partial U_{d1}}{\partial \theta}\Delta\theta + \frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1\right). \qquad (8, 36)$$

Подставив выражение (8, 36) в уравнения (8, 30), получим систему уравнений переходных процессов системы переменного тока при учете электропередачи постоянного тока ее статическими характеристиками. В этих уравнениях отсутствуют правые части, а производные $\frac{\partial P_1}{\partial \theta}$, $\frac{\partial Q_1}{\partial \theta}$, $\frac{\partial P_1}{\partial U_1}$ и $\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}$ будут заменены регулирующими эффектами:

$$V = \frac{\partial P_1}{\partial U_1} + \frac{1}{r_1 + r_2}\frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1};$$

$$W = \frac{\partial Q_1}{\partial U_1} + \frac{1}{r_1 + r_2}\frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1};$$

$$G = \frac{\partial P_1}{\partial \theta} + \frac{1}{r_1 + r_2}\frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\frac{\partial U_{d1}}{\partial \theta};$$

$$H = \frac{\partial Q_1}{\partial \theta} + \frac{1}{r_1 + r_2}\frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\frac{\partial U_{d1}}{\partial \theta}.$$

Учет электропередачи постоянного тока регулирующими эффектами является точным при определении условий сползания системы и при-

ближенным при определении условий самораскачивания системы. Приближение заключается в пренебрежении членами, содержащими p, в уравнении (8, 32), описывающем переходный процесс в электропередаче постоянного тока, т. е. в пренебрежении инерционностью этой электропередачи.

§ 51. Собственные и взаимные регулирующие эффекты преобразователей электропередачи постоянного тока

Регулирующие эффекты преобразователя так же, как и обычной нагрузки, представляют собой коэффициенты пропорциональности между малыми приращениями активной и реактивной мощности преобразователя и малыми отклонениями параметров режима системы переменного тока, от которых эти мощности зависят. Регулирующие эффекты показывают реакцию преобразователя на малые изменения параметров режима системы переменного тока после того, как переходные процессы в электропередаче постоянного тока затухнут. Частные производные в выражениях (8, 1) не являются регулирующими эффектами, так как в эти выражения входят не только малые отклонения параметров режима системы переменного тока, но также и малые приращения выпрямленного тока — режимного параметра, связанного с процессами внутри самой электропередачи. Для получения регулирующих эффектов необходимо малые установившиеся отклонения выпрямленного тока I_d выразить через малые отклонения параметров режима системы переменного тока. В § 50 это было сделано для случая, когда одна из систем переменного тока, объединенных электропередачей постоянного тока, является бесконечно мощной. Рассмотрим теперь более общий случай, когда обе системы переменного тока имеют конечную мощность (рис. 108). Для малых приращений активной и реактивной мощности первого преобразователя имеем (8, 1):

$$\begin{aligned}\Delta P_1 &= \frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1} + \frac{\partial P_1}{\partial U_1}\Delta U_1 + \frac{\partial P_1}{\partial f_1}\Delta f_1 + \frac{\partial P_1}{\partial \alpha_1}\Delta\alpha_1;\\ \Delta Q_1 &= \frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1} + \frac{\partial Q_1}{\partial U_1}\Delta U_1 + \frac{\partial Q_1}{\partial f_1}\Delta f_1 + \frac{\partial Q_1}{\partial \alpha_1}\Delta\alpha_1.\end{aligned} \qquad (8,37)$$

Установившиеся малые приращения выпрямленного тока найдем из уравнений установившегося режима. Для схемы замещения электропередачи постоянного тока (рис. 109) в установившемся режиме имеем:

$$\Delta I_{d1} = \Delta I_{d2} = \Delta I_d, \qquad \Delta I_d (r_1 + r_2) = \Delta e_{п1} + \Delta e_{п2}.$$

Отсюда

$$\Delta I_d = \frac{1}{r_\Sigma}\left(\frac{dU_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1 + \frac{\partial U_{d1}}{\partial f_1}\Delta f_1 + \frac{\partial U_{d1}}{\partial \alpha_1}\Delta\alpha_1 + \frac{\partial U_{d2}}{\partial U_2}\Delta U_2 + \right.$$
$$\left. + \frac{\partial U_{d2}}{\partial f_2}\Delta f_2 + \frac{\partial U_{d2}}{\partial \alpha_2}\Delta\alpha_2\right). \qquad (8,38)$$

Здесь $r_\Sigma = r_1 + r_2$ — суммарное эквивалентное активное сопротивление электропередачи постоянного тока.

Подставив выражение (8, 38) в равенство (8, 37), найдем:

$$\begin{aligned}\Delta P_1 &= V_{11}\Delta U_1 + F_{11}\Delta f_1 + G_{11}\Delta\alpha_1 + V_{12}\Delta U_2 + F_{12}\Delta f_2 + G_{12}\Delta\alpha_2;\\ \Delta Q_1 &= W_{11}\Delta U_1 + \Phi_{11}\Delta f_1 + H_{11}\Delta\alpha_1 + W_{12}\Delta U_2 + \Phi_{12}\Delta f_2 + H_{12}\Delta\alpha_2,\end{aligned} \qquad (8,39)$$

где

$$V_{11}=\frac{\partial P_1}{\partial U_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1};\qquad V_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial U_2};$$

$$F_{11}=\frac{\partial P_1}{\partial f_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial f_1};\qquad F_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial f_2};$$

$$G_{11}=\frac{\partial P_1}{\partial \Pi_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial \Pi_1};\qquad G_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial P_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial \Pi_2};$$

$$W_{11}=\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1};\qquad W_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial U_2};$$

$$\Phi_{11}=\frac{\partial Q_1}{\partial f_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial f_1};\qquad \Phi_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial f_2};\qquad (8,40)$$

$$H_{11}=\frac{\partial Q_1}{\partial \Pi_1}+\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d1}}{\partial \Pi_1};\qquad H_{12}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial Q_1}{\partial I_d}\frac{\partial U_{d2}}{\partial \Pi_2}.$$

Регулирующие эффекты V_{11}, W_{11}, F_{11}, Φ_{11}, G_{11} и H_{11} назовем собственными, а регулирующие эффекты V_{12}, W_{12}, Φ_{12}, F_{12}, G_{12} и H_{12} — взаимными. Собственные регулирующие эффекты показывают реакцию первого преобразователя на изменения напряжения U_1, частоты f_1 и параметра режима Π_1 в первой системе при постоянстве напряжения U_2, частоты f_2 и параметра Π_2 во второй системе. Взаимные регулирующие эффекты показывают реакцию первого преобразователя на изменения напряжения U_2, частоты f_2 и параметра Π_2 во второй системе при постоянстве напряжения U_1, частоты f_1 и параметра Π_1 в первой системе. Выражения для малых приращений активной P_2 и реактивной Q_2 мощности второго преобразователя можно получить из выражений (8, 39) и (8, 40) перестановкой индексов *1* и *2*. Отметим, что взаимные регулирующие эффекты V_{12} и V_{21}, F_{12} и F_{21} и т. д. не равны между собой.

Регулирующие эффекты можно рассчитать по формулам (8, 40) или получить экспериментально как величины, пропорциональные тангенсам углов наклона зависимостей P и Q от одной из переменных U_1, f_1, Π_1, U_2, f_2 и Π_2 при постоянстве пяти остальных.

Наличие взаимных регулирующих эффектов, показывает, что в общем случае нельзя рассматривать устойчивость одной системы переменного тока с входящим в нее преобразователем электропередачи постоянного тока. Необходимо анализировать устойчивость всей сложной системы, включающей в себя две системы переменного тока и электропередачу постоянного тока. Лишь тогда, когда взаимные регулирующие эффекты равны нулю или на противоположном конце электропередачи постоянного тока имеем систему бесконечной мощности, достаточно учитывать при анализе лишь собственные регулирующие эффекты. В этом случае преобразователь можно рассматривать как специфическую нагрузку системы. Покажем для примера такой вариант регулирования электропередачи постоянного тока, когда взаимными регулирующими эффектами можно пренебречь. Пусть в электропередаче постоянного тока действует регулятор тока на выпрямителе (преобразователь *1*) и компаундирующее устройство на инверторе (преобразователь *2*) и регулирование по параметру II отсутствует. При изменении напряжения U_1 и частоты f_1 регулятор тока выпрямителя поддерживает постоянным выпрямленное напряжение U_{d1}. Если статизм регулятора тока пренебрежимо мал, то

$$\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}=\frac{1}{r_\Sigma}\frac{\partial U_{d1}}{\partial f_1}=0.$$

Следовательно, взаимные регулирующие эффекты инвертора

$$V_{21}=F_{21}=W_{21}=\Phi_{21}=0.$$

Однако взаимные регулирующие эффекты выпрямителя в этом случае не равны нулю. Можно показать также, что взаимные регулирующие эффекты выпрямителя равны нулю, если выпрямленный ток в передаче поддерживается постоянным с помощью регулятора минимального тока на инверторе.

§ 52. Качественный анализ влияния электропередачи постоянного тока на предел статической устойчивости энергосистемы

Преобразователь передачи постоянного тока оказывает влияние на предел статической устойчивости системы переменного тока, так же как и другие виды нагрузки, посредством своих статических характеристик. Но если статические характеристики нагрузок являются заданными, то статические характеристики преобразователей можно изменять с помощью автоматических устройств таким образом, чтобы предел статической устойчивости рассматриваемой системы переменного тока повышался. При этом регулирование электропередачи постоянного тока можно вести также по параметрам режима системы переменного тока. Найдем, какими должны быть регулирующие эффекты преобразователя, чтобы устойчивость системы повышалась.

Рассмотрим электрическую систему, показанную на рис. 113. В § 50 был получен определитель D системы линеаризованных уравнений малых колебаний этой системы и показано, что при учете электропередачи постоянного тока статическими характеристиками производные $\frac{\partial P_1}{\partial U_1}$, $\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}$, $\frac{\partial P_1}{\partial \theta}$ и $\frac{\partial Q_1}{\partial \theta}$ следует заменить регулирующими эффектами V, W, G и H. Характеристическое уравнение системы получим, приравняв определитель D (8, 34) системы нулю:

$$D=T_j T_{d0} d_0 p^3+T_j d_1 p^2+T_{d0} d_2 p+d_3=0. \qquad (8,41)$$

Для определения предела статической устойчивости достаточно проанализировать только свободный член характеристического уравнения (8, 41), который будет равен

$$d_3=\begin{vmatrix} 0 & \frac{\partial P_г}{\partial U_1} & \frac{\partial P_г}{\partial \theta_г} \\ -\frac{\partial P_л}{\partial \theta_л}-G & -\frac{\partial P_л}{\partial U_1}-V_н-V & \frac{\partial P_л}{\partial \theta_л} \\ -\frac{\partial Q_л}{\partial \theta_л}-H & \frac{\partial Q_г}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_л}{\partial U_1}-W_н-W & \frac{\partial Q_г}{\partial \theta_г}+\frac{\partial Q_л}{\partial \theta_л} \end{vmatrix}=$$

$$=\frac{E_d\cos\theta_г}{x_d}\left[\left(\frac{U_1U_3}{x_л}\cos\theta_л+G\right)(A-U_1W)+\left(\frac{U_1U_3}{x_л}\sin\theta_л+H\right)(B+U_1V)\right],$$

где

$$A=-\frac{U_1^2}{x_d}-\frac{U_1^2}{x_л}+Q_1+Q_н+(P_1+P_н)\operatorname{tg}\theta_г-U_1W_н,$$

$$B=\left(\frac{U_1^2}{x_d}+\frac{U_1^2}{x_л}+Q_1+Q_н\right)\operatorname{tg}\theta_г-P_1-P_н+U_1V_н.$$

$V_н$ и $W_н$ — регулирующие эффекты нагрузки.

Как уже отмечалось в § 46, пределу статической устойчивости системы соответствует переход свободного члена характеристического уравнения через нуль. Так как $\theta_г$ обычно не превышает 20° и $\cos\theta_г \neq 0$, то d_3 может быть равным нулю только в том случае, когда

$$\left(\frac{U_1U_3}{x_л}\cos\theta^*_л + G\right)(A - U_1W) + \left(\frac{U_1U_3}{x_л}\sin\theta^*_л + H\right)(B + U_1V) = 0. \qquad (8,42)$$

Из уравнения (8,42) может быть найдено предельное по условиям статической устойчивости значение фазового угла $\theta_л$, которое в дальнейшем будем отмечать звездочкой. Среди бесконечного числа значений $\theta_л$, удовлетворяющих уравнению (8,42), в качестве предельного следует взять наименьшее положительное значение. Из уравнения (8,42) можно также найти, какими должны быть регулирующие эффекты преобразователя, чтобы угол $\theta^*_л$ увеличивался. Положим сначала $G = H = 0$. Тогда для предельного значения угла $\theta^*_л$ получим:

$$\operatorname{tg}\theta^*_л = -\frac{A - U_1W}{B + U_1V}. \qquad (8,43)$$

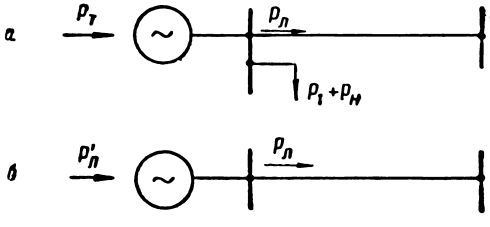


Рис. 114. Распределение активных мощностей.

а — в исходной системе; *б* — в эквивалентной ей системе.

Расчеты показывают, что $A < 0$ и $B > 0$ и вблизи точки $\theta_л = 90°$ они по величине изменяются мало. При $V = W = 0$ имеем

$$\operatorname{tg}\theta^*_л = -\frac{A}{B}.$$

Следовательно, $\theta^*_л < 90°$.

Очевидно, что при $V < 0$ предельное значение угла $\theta_л$ увеличивается, причем при $B + U_1V < 0$ угол $\theta^*_л > 90°$. Пояснить это можно следующим образом. Из уравнений (8,29) для движения ротора генератора можно написать

$$T_j p^2 \Delta\theta = P_т - P_л - P_1 - P_н.$$

Пренебрегая реактивными мощностями преобразователя и нагрузки, заменим рассматриваемую систему (рис. 114, *а*), в которой нагрузка и преобразователь включены на шинах генератора, другой системой (рис. 114, *б*), в которой на шинах генератора нет никаких нагрузок, а мощность $P_т$ первичного двигателя уменьшена на величину суммарной мощности преобразователя и нагрузки. По балансу активных мощностей эти системы эквивалентны. Обозначим

$$P'_л = P_т - P_1 - P_н.$$

Тогда

$$T_j p^2 \Delta\theta = P'_л - P_л. \qquad (8,44)$$

Так как с увеличением фазового угла $\theta_л$ увеличивается реактивная мощность, отдаваемая генератором, то при постоянстве э. д. с. E_d напряжение U_1 на шинах генератора будет уменьшаться. При $V_1 + V_н < 0$

уменьшение напряжения U_1 вызовет увеличение суммарной активной мощности нагрузки и преобразователя и, следовательно, мощность $P'_л$ уменьшится. Таким образом, при $V_1 + V_п < 0$ мощность $P'_л$ с увеличением угла $\theta_л$ снижается (рис. 115, *а*). На рис. 115, *а* показана также угловая характеристика мощности линии переменного тока $P_л = f(\theta_л)$. Отрезки вертикальных линий, заключенные между линиями $P'_л$ и $P_л$, согласно уравнению (8, 44), пропорциональны угловому ускорению ротора. Увеличение мощности $P_т$ первичного двигателя смещает кривую $P'_л$ вверх и вызывает увеличение установившегося значения угла $\theta_л$. Очевидно, что предельный угол $\theta^*_л$ будет достигнут в той точке, где линии $P'_л$ и $P_л$ соприкасаются и имеют общую касательную.

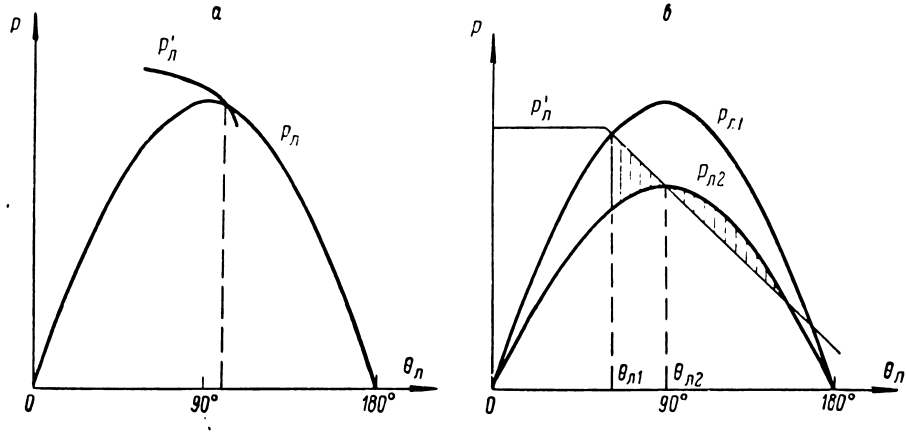


Рис. 115. Угловые характеристики мощности электропередачи переменного тока с примыкающей к ней электропередачей постоянного тока.

а — при $B + V_1 U_1 < 0$; *б* — при $G > 0$.

Оптимальный знак регулирующего эффекта W, как видно из выражения (8, 43), зависит от знака величины $B + U_1 V$. При $B + U_1 V > 0$ лучше иметь $W > 0$. При $W > 0$ увеличение угла $\theta_л$ на $\Delta\theta_л$ приводит к меньшему снижению напряжения U_1. Но при $B + U_1 V < 0$ лучше иметь $W < 0$, так как при этом имеем большее снижение напряжения U_1 с увеличением угла $\theta_л$, что увеличивает крутизну линии $P'_л$, а, следовательно, увеличивает и угол $\theta^*_л$.

Решив уравнение (8, 42) при $G \neq 0$, можно найти, что угол $\theta^*_л$ увеличивается при $G > 0$. В этом случае регулирование электропередачи постоянного тока увеличивает мощность преобразователя с возрастанием угла $\theta_л$. При этом крутизна линии $P'_л$, а, следовательно, и предельное значение угла $\theta^*_л$ увеличиваются. Коэффициент H влияет на предельное значение угла $\theta^*_л$ аналогично коэффициенту W. При $B + U_1 V > 0$ лучше иметь $H < 0$, а при $B + U_1 V < 0$ лучше $H > 0$.

Ранее предполагалось, что э. д. с. возбудителя $E_{dв} = \text{const}$, что в установившихся режимах соответствует постоянству э. д. с. E_d генератора. Заменим теперь E_d на $E_г$ и x_d на $x_г$, где $E_г$ и $x_г$ — э. д. с. и реактивное сопротивление, замещающие синхронный генератор при наличии автоматического регулирования возбуждения [146]. Если автоматическое регулирование возбуждения обеспечивает постоянство пере-

ходной э. д. с. генератора ($E'_d = \text{const}$), то $x_г = x'_d$; если регулятор возбуждения обеспечивает $U_1 = \text{const}$, то $x_г = 0$. Чем меньше $x_г$, тем меньше снижается напряжение U_1 с увеличением угла $\theta_л$ и тем меньше сказывается влияние регулирующего эффекта V на пределе статической устойчивости. При $U_1 = \text{const}$, $x_г = 0$ регулирующие эффекты V, W и H не влияют на предел статической устойчивости. Для этого случая, помножив уравнение (8,42) на $x_г$ (после замены в нем x_d на $x_г$ и E'_d на $E_г$) и приняв, что $x_г$ стремится к нулю, получим

$$\frac{U_1 U_3}{x_л} \cos \theta^*_л + G = 0. \qquad (8,45)$$

Из уравнения (8,45) следует, что $\theta^*_л > 90°$, когда регулирующий эффект $G > 0$.

Увеличение предельного угла $\theta^*_л$ сверх 90° позволяет снизить запас статической устойчивости. На рис. 115, *б* приведены характеристики мощности передачи переменного тока в доаварийном (кривая $P_{л1}$) и послеаварийном режиме (кривая $P_{л2}$), когда в двухцепной передаче переменного тока отключена одна цепь на поврежденном участке. При $G > 0$ мощность $P'_л$ изображается ниспадающей кривой *3*. Из рисунка ясно, что в этом случае мощность доаварийного режима может быть выбрана выше предельной мощности в послеаварийном режиме, так как увеличение угла $\theta_л$ в послеаварийном режиме сопровождается увеличением мощности преобразователя и разгрузкой передачи переменного тока.

При обратном направлении мощности по линии передачи переменного тока изменяется знак $\theta_л$ и $P_л$. Можно показать, что в этом случае оптимальными знаками регулирующих эффектов преобразователя являются $V > 0$ и $G < 0$.

Оптимальный знак регулирующего эффекта W не зависит от направлений перетоков мощностей в рассматриваемой системе. В том случае, когда без специального регулирования электропередачи постоянного тока по углу ($G = H = 0$) предельный фазовый угол $\theta^*_л < 90°$, лучше иметь $W > 0$. При таком регулирующем эффекте преобразователь оказывает стабилизирующее воздействие на напряжение U_1. При $\theta^*_л > 0$ лучше иметь $W < 0$. В этом случае преобразователь усиливает малые отклонения напряжения U_1, что приводит к бо́льшим изменениям активной мощности преобразователя и, следовательно, в большей степени разгружает электропередачу переменного тока при увеличении фазового угла $\theta_л$.

Знак регулирующего эффекта H не имеет существенного значения, так как при регулировании электропередачи постоянного тока по фазовому углу θ независимо от величины и знака H можно выбрать такое значение G, чтобы получить допустимый наклон угловой характеристики мощности $P'_л = f(\theta_л)$. Наибольший допустимый наклон этой характеристики выбирается из условия отсутствия самораскачивания системы.

В нормальном режиме регулирования в электропередаче постоянного тока действуют регулятор тока на выпрямителе и компаундирующее устройство на инверторе. В этом случае, как можно заключить из рис. 92, *а* и 93, *а*, регулирующие эффекты выпрямителя $V > 0$ и $W > 0$, инвертора — $V < 0$ и $W > 0$. Следовательно, выпрямитель повышает предел статической устойчивости системы при $P_л < 0$,

инвертор — при $P_л > 0$. Предел статической устойчивости системы можно увеличить также путем специального регулирования электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока.

§ 53. Анализ статической устойчивости энергосистемы, содержащей электропередачи переменного и постоянного тока

В предыдущем параграфе показано, какой характер имеет влияние преобразователя электропередачи постоянного тока на предел статической устойчивости системы. Для количественной оценки этого влияния, а также для более полного анализа статической устойчивости рассмотрим систему с конкретными параметрами с учетом ее регуляторов. Пусть эквивалентные параметры системы в относительных величинах имеют значения:

$$x_d = 0.52,\ x'_d = 0.26,\ x''_d = 0.22,\ x_л = 1,\ x_{т1} = 0.14 \text{ и } x_{т2} = 0.38.$$

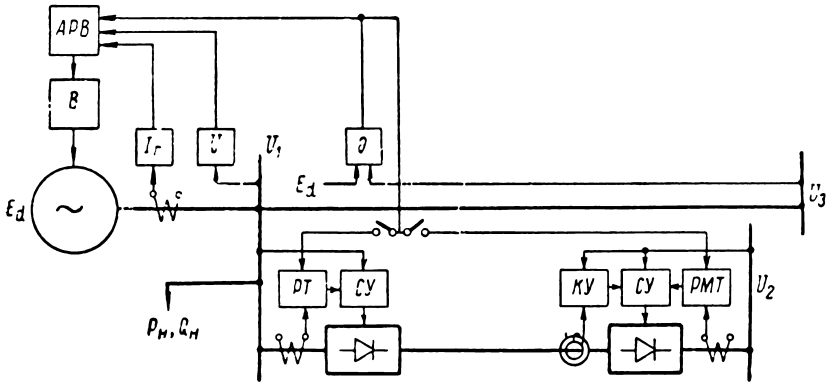


Рис. 116. Принципиальная схема автоматического регулирования системы, содержащей электропередачу постоянного тока.

За базисные величины приняты: напряжение U_1 в начале линии переменного тока и максимальное значение мощности линии переменного тока. Параметры линии электропередачи постоянного тока, приведенные к напряжению U_1, примем:

$$L_1 = L_2 = L = 1.9 \text{ } гн,\ r_{л1} = r_{л2} = 2.5 \text{ } ома,\ C = 5 \text{ } мкф.$$

На рис. 116 показана структурная схема регулирования электропередачи постоянного тока и возбуждения генератора. Система сеточного управления включена на те же шины, что и трансформатор преобразователя. На выпрямителе имеется регулятор тока (*РТ*), на инверторе — компаундирующее устройство (*КУ*) и регулятор минимального тока (*РМТ*). Ионный возбудитель (*В*) синхронного генератора управляется автоматическим регулятором возбуждения (*АРВ*). На регулятор *АРВ* от соответствующих измерительных блоков поступают постоянные напряжения, пропорциональные току генератора $I_г$, напряжению в начале линии U_1 и углу сдвига фаз θ между э.д.с. холостого хода E_d генератора и напряжением U_3 приемной системы в конце линии переменного тока. Регулирование возбуждения осуществляется по току

генератора $I_г$, по отклонению и первой производной напряжения U_1, по первой и второй производным фазового угла θ.

Для повышения статической устойчивости системы переменного тока электропередача постоянного тока регулируется по фазовому углу θ. Рассмотрим случай, когда сигнал, пропорциональный фазовому углу θ, подается в цепь уставки как регулятора тока, так и регулятора минимального тока.

Для постоянных времени приняты следующие значения: постоянная времени контура возбуждения генератора $T_{d0}=5.3$ *сек.*; постоянная времени ионного возбудителя $T_в=0.04$ *сек.*; регулятора — $T_р=0.01$ *сек.* дифференцирующих цепей регулятора — $T_\partial=0.01$ *сек.*; цепи для получения второй производной угла — $T_{\partial\partial}=0.05$ *сек.* Постоянная инерции генератора, приведенная к базисной мощности, принята равной $T_j=16$ *сек.*

Уравнения переходных процессов системы переменного тока (8, 30) и электропередачи постоянного тока (8, 31) дополним уравнением переходных процессов в регуляторе возбуждения и возбудителе.

Учтем также дополнительно в уравнениях переходных процессов электропередачи постоянного тока, что по углу θ регулируется не только первый, но и второй преобразователь. Тогда полная система линеаризованных уравнений переходных процессов рассматриваемой системы будет иметь вид:

$$1.\ T_j p^2\Delta\theta+\frac{\partial P_г}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial P_г}{\partial\theta_г}\Delta\theta_г+\frac{\partial P_г}{\partial E_d}\Delta E_d=0;$$

$$2.\ T_{d0}p\left(\frac{\partial E'_d}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial E'_d}{\partial\theta_г}\Delta\theta_г+\frac{\partial E'_d}{\partial E_d}\Delta E_d\right)+\Delta E_d-\Delta E_{de}=0;$$

$$3.\ \Delta E_{de}=\frac{1}{T_e p+1}\left[K_I\left(\frac{\partial I_г}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial I_г}{\partial\theta_г}\Delta\theta_г+\frac{\partial I_г}{\partial E_d}\Delta E_d\right)+\right.$$
$$\left.+\left(K_U+\frac{pK_{U'}}{T_\partial p+1}\right)\Delta U_1+\left(\frac{pK_{\theta'}}{T_\partial p+1}+\frac{p^2K_{\theta''}}{T_{\partial\partial}p+1}\right)\Delta\theta\right];$$

$$4.\ -\left(\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}+\frac{\partial P_1}{\partial\theta}\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial P_г}{\partial U_1}-\frac{\partial P_л}{\partial U_1}-\frac{\partial P_н}{\partial U_1}-\frac{\partial P_1}{\partial U_1}\right)\Delta U_1+ \qquad (8,46)$$
$$+\left(\frac{\partial P_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}\right)\Delta\theta_г+\frac{\partial P_г}{\partial E_d}\Delta E_d=\frac{\partial P_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1},$$

$$5.\ -\left(\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}+\frac{\partial Q_1}{\partial\theta}\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial Q_г}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_л}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_н}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_1}{\partial U_1}\right)\Delta U_1+$$
$$+\left(\frac{\partial Q_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}\right)\Delta\theta_г+\frac{\partial Q_г}{\partial E_d}\Delta E_d=\frac{\partial Q_1}{\partial I_{d1}}\Delta I_{d1},$$

$$6.\ (r_1+pL_1)\Delta I_{d1}+\frac{1}{pC}(\Delta I_{d1}-\Delta I_{d2})=\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta}\Delta\theta+\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1;$$

$$7.\ (r_2+pL_2)\Delta I_{d2}+\frac{1}{pC}(\Delta I_{d2}-\Delta I_{d1})=\frac{\partial U_{d2}}{\partial\theta}\Delta\theta.$$

Третье уравнение системы (8, 46) описывает переходный процесс в регуляторе возбуждения и возбудителе. В нем обозначено:

$T_e=T_в+T_р$ — суммарная постоянная времени возбудителя и регулятора;

K — коэффициент регулирования возбуждения генератора (индекс указывает параметр режима, по которому производится регулирование);

$T_д$ — постоянная времени дифференцирующего звена регулятора возбуждения;

$T_{дд}$ — постоянная времени цепи для получения второй производной угла 0;

$I_г$ — действующее значение тока синхронного генератора.

Анализ статической устойчивости системы можно разбить на два этапа: определение предела статической устойчивости системы и определение областей устойчивости системы в плоскости коэффициентов регулирования возбуждения по производным режимных параметров.

Для определения предела статической устойчивости системы достаточно рассмотреть уравнения установившихся режимов системы. Уравнения установившихся режимов получим из системы (8, 46), если в ней положим $p=0$.

Исключив из уравнений 6 и 7 переменную ΔI_{d2}, для установившихся значений ΔI_{d1} получим

$$\Delta I_{d1}=\frac{1}{r_\Sigma}\left(\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta}\Delta\theta+\frac{\partial U_{d2}}{\partial\theta}\Delta\theta+\frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}\Delta U_1\right).$$

Подставив ΔI_{d1} в уравнения 4 и 5 системы (8, 46) и исключив переменную ΔE_{de}, окончательно получим следующую систему уравнений установившегося режима:

$$\begin{gathered}
\frac{\partial P_г}{\partial U_1}\Delta U_1+\frac{\partial P_г}{\partial\theta_г}\Delta\theta_г+\frac{\partial P_г}{\partial E_d}\Delta E_d=0;\\
\left(-K_I\frac{\partial I_г}{\partial U_1}-K_U\right)\Delta U_1-K_I\frac{\partial I_г}{\partial\theta_г}\Delta\theta_г+\left(1-K_I\frac{\partial I_г}{\partial E_d}\right)\Delta E_d=0;\\
-\left(\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}+G\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial P_г}{\partial U_1}-\frac{\partial P_л}{\partial U_1}-V_н-V\right)\Delta U_1+\\
+\left(\frac{\partial P_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}\right)\Delta\theta_г+\frac{\partial P_г}{\partial E_d}\Delta E_d=0,\\
-\left(\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}+H\right)\Delta\theta+\left(\frac{\partial Q_г}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_л}{\partial U_1}-W_н-W\right)\Delta U_1+\\
+\left(\frac{\partial Q_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}\right)\Delta\theta_г+\frac{\partial Q_г}{\partial E_d}\Delta E_d=0.
\end{gathered}\qquad(8,47)$$

Для уравнений (8, 47) имеем следующий определитель четвертого порядка:

$$\Delta=\begin{vmatrix}
0 & \frac{\partial P_г}{\partial U_1} & \frac{\partial P_г}{\partial\theta_г} & \frac{\partial P_г}{\partial E_d}\\
0 & -K_U-K_I\frac{\partial I_г}{\partial U_1} & -K_I\frac{\partial I_г}{\partial\theta_г} & 1-K_I\frac{\partial I_г}{\partial E_d}\\
-\left(\frac{\partial P_л}{\partial\theta_л}+G\right) & -\frac{\partial P_л}{\partial U_1}-V_н-V & \frac{\partial P_л}{\partial\theta_л} & 0\\
-\left(\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л}+H\right) & \frac{\partial Q_г}{\partial U_1}-\frac{\partial Q_л}{\partial U_1}-W_н-W & \frac{\partial Q_г}{\partial\theta_г}+\frac{\partial Q_л}{\partial\theta_л} & \frac{\partial Q_г}{\partial E_d}
\end{vmatrix}\qquad(8,48)$$

Предельное значение фазового угла $0^*_л$ находим из уравнения $\Delta(\theta^*_л)=0$, что выполняется построением зависимости $\Delta=\Delta(\theta_л)$.

Влияние электропередачи постоянного тока на предел статической устойчивости системы зависит от регулирующих эффектов преобразователей. Величина и знак регулирующих эффектов изменяются при переходе от одной схемы регулирования электропередачи к другой. В нормальном режиме в электропередаче постоянного тока действует регулятор тока на выпрямителе и компаундирующее устройство на инверторе. При понижении напряжения в системе выпрямителя или повышении напряжения в системе инвертора регулятор тока выходит из области своей работы и выпрямленный ток в передаче поддерживается постоянным с помощью регулятора минимального тока. Если ток уставки регулятора тока больше тока уставки регулятора минимального тока, то возможен также режим работы передачи без регулирования выпрямленного тока. Как показали предварительные исследования, такой режим или вообще неустойчив или сильно снижает устойчивость системы. Поэтому такой режим в дальнейшем не будем рассматривать.

Более благоприятным оказывается нерегулируемый режим электропередачи постоянного тока, когда регулирующие устройства отключены. Такие режимы, вообще говоря, не будут иметь места в эксплуатации. Здесь, однако, этот режим будет рассматриваться как предельный случай, когда коэффициент регулирования угла α инвертора по току $k_т = 0$. Поскольку даже этот предельный случай неприемлем по условиям статической устойчивости системы, то тем более неприемлемы такие режимы, когда компаундирующее устройство на инверторе работает, а выпрямленный ток не поддерживается постоянным.

Специальное регулирование электропередачи постоянного тока, применяемое для повышения устойчивости системы переменного тока, вступает в работу только вблизи предела статической устойчивости этой системы, т. е. в рассматриваемой системе при больших величинах фазового угла $\theta_л$.

В соответствии со сказанным для исследования выбраны следующие варианты регулирования электропередачи постоянного тока:

1) нерегулируемый режим электропередачи;
2) нормальный режим, когда в передаче действуют регулятор тока и компаундирующее устройство;
3) тот же режим, что в п. 2, но ток уставки регулятора тока изменяется пропорционально $\Delta\theta$;
4) выпрямленный ток в передаче поддерживается постоянным с помощью регулятора минимального тока;
5) тот же режим, что в п. 4, но ток уставки регулятора минимального тока изменяется пропорционально $\Delta\theta$;
6) тот же режим, что в п. 2, но без компаундирующего устройства.

Вариант 6 рассмотрен для того, чтобы оценить влияние компаундирующего устройства на устойчивость системы при наличии регулятора тока в передаче.

Может иметь место такой режим, когда на инверторе работает регулятор минимального тока и компаундирующее устройство. Так как сопоставление условий устойчивости системы при режимах 2 и 6 регулирования электропередачи постоянного тока показывает незначительное влияние компаундирующего устройства на устойчивость системы при поддержании выпрямленного тока постоянным, то такой режим в дальнейшем не будем рассматривать.

В таблице 10 приведены предельные значения фазового угла $\theta^*_л$ в электрических градусах для различных вариантов регулирования

Таблица 10

Предельные значения фазового угла $\theta^*_л$ линии электропередачи переменного тока, в электрических градусах

Номер варианта	Регулирование электропередачи постоянного тока	Выпрямительный режим преобразователя		Инверторный режим преобразователя	
		коэффициент регулирования возбуждения			
		$K_U=0$	$K_U=-25$	$K_U=0$	$K_U=-25$
1	Без регуляторов	46	86.2	45	85.7
2	*РТ* и *КУ*	70.2	88.8	74.5	89.2
3	*РТ* регулируется по $\Delta\theta$	101	122	120.5	125
4	*РМТ*	58	88.3	74.1	88.8
5	*РМТ* регулируется по $\Delta\theta$	—	—	118	122
6	*РТ*	69.8	88.5	74.7	89.6

электропередачи постоянного тока и двух значений коэффициентов регулирования возбуждения генератора по напряжению: $K_U=0$ и $K_U=-25\frac{ед.\ возб.}{ед.\ напр.}$. Здесь было принято, что коэффициент регулирования возбуждения по току $K_I=0$.

В вариантах 2—6 коэффициент регулирования угла α по выпрямленному току принят $k_I=30\frac{рад.}{ед.\ тока}$. В вариантах 3 и 5 коэффициент регулирования угла α по углу θ равен $k_\theta=-15\frac{рад.}{рад.}$ для выпрямительного режима и $k_\theta=15\frac{рад.}{рад.}$ для инверторного режима первого преобразователя, примыкающего к генератору. Во всех режимах угол погасания инвертора был $\delta=15°$, угол зажигания выпрямителя $\alpha=15°$.

Коэффициенты регулирования компаундирующего устройства были выбраны такими, чтобы при изменениях режима вблизи номинального угол погасания δ оставался постоянным. Эти значения коэффициентов можно найти, например, приравнивая производные выпрямленного напряжения для случаев $\delta=\text{const}$ и $\alpha=f(I_d, U)$. Тогда имеем:

$$k_U=\frac{M_{I\delta}-M_U}{U N_U} \quad \text{и} \quad k_I=\frac{M_U-M_{U\delta}}{I_d N_U}.$$

Во всех вариантах расчет предельного фазового угла $\theta^*_л$ был выполнен при номинальной активной мощности линии постоянного тока и номинальной мощности местной нагрузки, что в принятых базисных единицах составляет $P_1=\pm 0.415$, $P_н=0.17$ и $Q_н=0.12$. Значение реактивной мощности преобразователя в каждом режиме находилось из электрического расчета схемы.

Данные табл. 10 показывают, что регулятор тока в электропередаче постоянного тока увеличивает предельное значение фазового угла $\theta^*_л$. Более эффективным в этом отношении является регулятор тока на выпрямителе. Компаундирующее устройство инвертора незначительно увеличивает фазовый угол $\theta^*_л$, когда первый преобразователь работает

в выпрямительном режиме, и так же незначительно уменьшает фазовый угол $\theta^*_л$ в случае инверторного режима первого преобразователя. Регулирование электропередачи постоянного тока по углу θ повышает предельное значение фазового угла $\theta^*_л$. При таком регулировании можно получить $\theta^*_л > 90°$. Нарушение устойчивости в этом случае происходит на ниспадающей части характеристики мощности электропередачи переменного тока.

При регулировании возбуждения генератора по отклонению напряжения $\left(K_U = -25 \frac{ед.\ возб.}{ед.\ напр.}\right)$ влияние электропередачи постоянного тока на предельное значение фазового угла $\theta^*_л$ качественно остается таким же, но количественно значительно меньше. В этом случае регулирование электропередачи постоянного тока по фазовому углу θ является более эффективным. Компаундирование генератора по току генератора $I_г$, как показали расчеты, увеличивает предельные значения фазового угла $\theta^*_л$.

Определение областей устойчивости системы, схема которой показана на рис. 113, производилось с помощью электронных моделирующих устройств типа МН-7 и МПТ-9. Система уравнений (8,46), приведенная к виду, удобному для решения с помощью электронных моделирующих устройств (153), имеет вид:

$$
\begin{aligned}
&1.\ p^2\Delta\theta = A_{12}\Delta U_1 + A_{14}\Delta\theta_г + A_{15}\Delta E_d;\\
&2.\ p\Delta U_1 = A_{23}\Delta E_{de} + A_{24}p\Delta\theta_г + A'_{25}\Delta E_d + A''_{25}p\Delta E_d;\\
&3.\ \Delta E_{de} = \frac{1}{T_e p+1}\left[K_I\left(A_{32}\Delta U_1 + A_{34}\Delta\theta_г + A_{35}\Delta E_d\right) + \right.\\
&\left. + \left(K_U + \frac{K_{U'}p}{T_\partial p+1}\right)\Delta U_1 + \left(\frac{K_{\theta'}p}{T_\partial p+1} + \frac{K_{\theta''}p^2}{T_{\partial\partial}p+1}\right)\Delta\theta\right];\\
&4.\ p\Delta\theta_г = A_{41}p\Delta\theta + A_{42}p\Delta U_1 + A_{45}p\Delta E_d + A_{46}\Delta I'_{d1};\\
&5.\ p\Delta E_d = A_{51}p\Delta\theta + A_{52}p\Delta U_1 + A_{54}p\Delta\theta_г + A_{56}\Delta I'_{d1};
\end{aligned}
\qquad (8,49)
$$

$$
\begin{aligned}
&6.\ \Delta I'_{d1} = 0.5\Delta I'_C + \frac{1}{Tp+1}\frac{1}{r_\Sigma}\left[\frac{1}{2}(r_2 - r_1)\Delta I'_C + \frac{\partial U_{d1}}{\partial U_1}p\Delta U_1 + \right.\\
&\left. + \left(\frac{\partial U_{d1}}{\partial\theta} + \frac{\partial U_{d2}}{\partial\theta}\right)p\Delta\theta\right];\\
&7.\ \Delta I'_{d2} = \frac{1}{T_0^2p^2 + T_2p + 1}\left(\Delta I'_{d1} + C\frac{\partial U_{d2}}{\partial\theta}p^2\Delta\theta\right),
\end{aligned}
$$

$$
8.\ \Delta I'_C = \Delta I'_{d1} - \Delta I'_{d2}.
$$

В этой системе уравнений через A_{mn} обозначены коэффициенты уравнений, зависящие от режима системы и регулирования электропередачи постоянного тока. Кроме того, введена новая переменная I_C — ток, проходящий через емкость C линии электропередачи постоянного тока. Вместо переменных ΔI_{d1}, ΔI_{d2} и ΔI_C в уравнения (8,49) входят их производные по времени $\Delta I'_{d1} = p\Delta I_d$, $\Delta I'_{d2} = p\Delta I_d$ и $\Delta I'_C = p\Delta I_C$.

В уравнениях (8,49): $T = \frac{2L}{r_1 + r_2}$, $T_2 = r_2C$ — постоянные времени электропередачи постоянного тока, $T_0 = \sqrt{LC}$ — величина, пропорциональная периоду собственных колебаний электропередачи постоянного тока.

Постоянные T и T_2 зависят от режима электропередачи постоянного тока, поскольку от режима зависят эквивалентные сопротивления r_1 и r_2. Для основного режима электропередачи, когда в ней действует регулятор тока и компаундирующее устройство при $\alpha = 15°$ и $\delta = 15°$ и принятых коэффициентах регулирования углов α, имеем:

$$T = 0.0025 \text{ сек.}; \quad T_0 = 0.0031 \text{ сек.}; \quad T_2 = 0.0079 \text{ сек.}$$

При таких малых по сравнению с T_j постоянных времени электропередачи постоянного тока ее активная и реактивная мощности изменяются практически по статическим характеристикам, а индуктивность и емкость линии оказывают незначительное влияние на области устойчивости системы.

Это подтверждают области устойчивости системы для инверторного режима преобразователя *1* при регулировании электропередачи с помощью регулятора тока и компаундирующего устройства, приведенные на рис. 117. Области, показанные на рис. 117, *а*, получены при поддержании выпрямленного тока постоянным, показанные на рис. 117, *б* — при регулировании выпрямленного тока по углу θ.

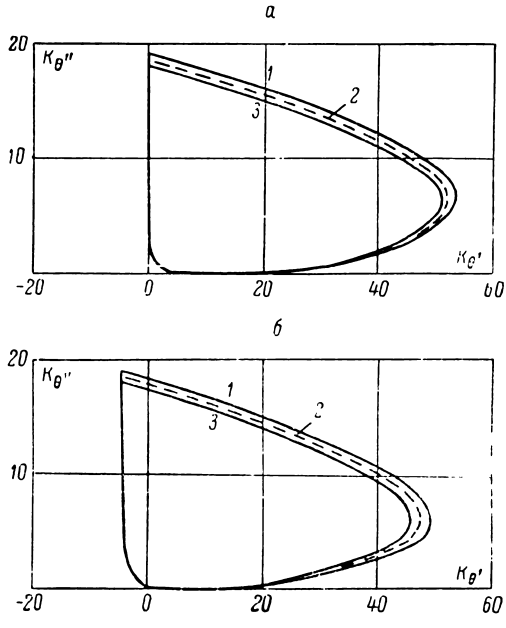


Рис. 117. Области устойчивости системы при различных способах учета электропередачи постоянного тока.

а — без специального регулирования электропередачи; *б* — при регулировании электропередачи постоянного тока по фазовому углу θ. *1* — учет электропередачи статическими характеристиками; *2* — с учетом индуктивности и емкости электропередачи постоянного тока; *3* — с учетом только индуктивности электропередачи.

На рис. 117 показаны области устойчивости, полученные как при учете электропередачи постоянного тока статическими характеристиками (области *1*), так и при учете переходных процессов в линии электропередачи постоянного тока (области *2*), а также при учете только индуктивности электропередачи постоянного тока (области *3*). Эти области практически совпадают.

При переходе от одного режима регулирования электропередачи постоянного тока к другому изменяются характеристики преобразователей и, соответственно, области устойчивости системы. Это подтверждают области устойчивости, приведенные на рис. 118. Области устойчивости системы показаны для различных режимов регулирования электропередачи постоянного тока. Номера кривых соответствуют номерам режимов регулирования электропередачи, рассмотренным выше. Рис. 118, *а* относится к выпрямительному режиму первого преобразователя, а рис. 118, *б* — к инверторному.

Наименьшие области устойчивости (области *1*) получаются в случае, когда выпрямленный ток электропередачи постоянного тока не регулируется. При поддерживании выпрямленного тока постоянным области

устойчивости (области 2, 4) расширяются, причем имеют бóльшие размеры при работе регулятора тока на выпрямителе (области 2). При регулировании выпрямленного тока по углу θ области устойчивости (области 3, 5) смещаются в сторону отрицательных коэффициентов $K_{\theta''}$, т. е. в ту же сторону, что и при уменьшении угла $\theta_л$ линии электропередачи переменного тока. Величина области при этом практически

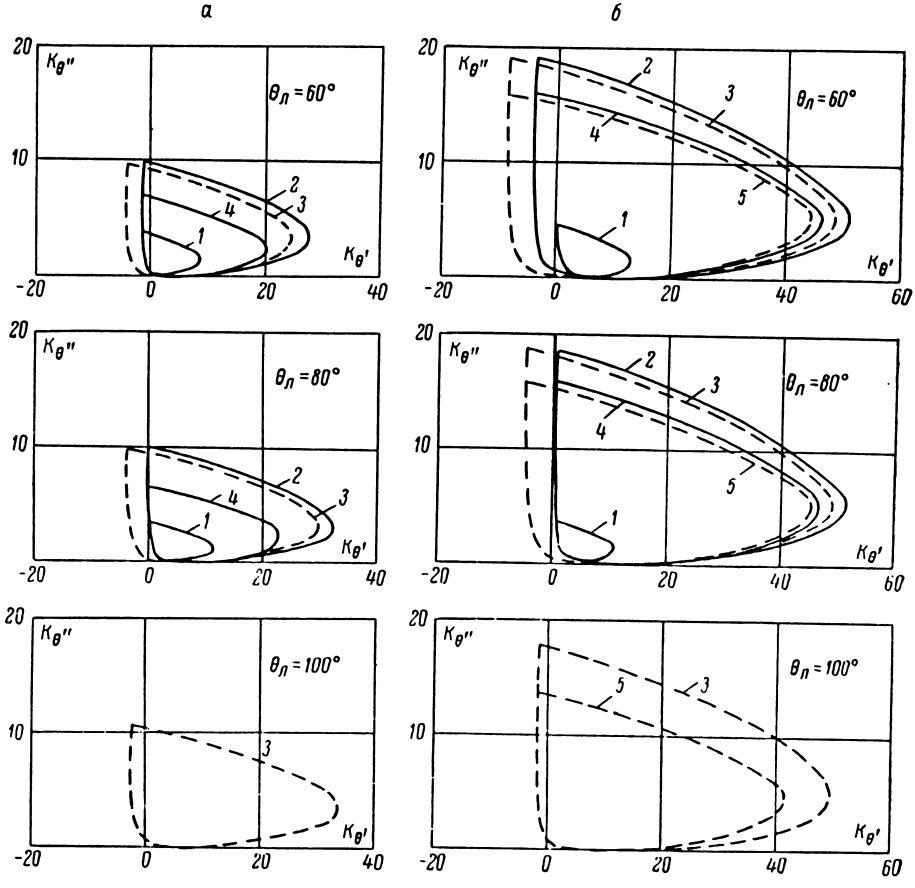


Рис. 118. Области устойчивости системы при различных вариантах регулирования электропередачи постоянного тока.

а — к системе примыкает выпрямитель; *б* — к системе примыкает инвертор.

не изменяется. Области устойчивости системы имеют бóльшие размеры в инверторном режиме первого преобразователя.

Как показал анализ, введение производной напряжения $p\Delta U_1$ в закон регулирования возбуждения генератора увеличивает области устойчивости. Соотношение областей, полученных при различных режимах регулирования электропередачи постоянного тока, при этом не изменяется, поэтому сами области здесь не приводятся.

Сопоставление областей устойчивости системы, полученных при различных режимах регулирования электропередачи постоянного тока, с предельными фазовыми углами $\theta_л^*$, приведенными в табл. 10, показы-

вает, что, чем больше предельное значение фазового угла $\theta_{л}^{*}$, тем большую область устойчивости имеем при данном фазовом угле $\theta_{л}$.

В § 50 было показано, что при отсутствии автоматического регулирования возбуждения синхронных генераторов анализ статической устойчивости системы переменного тока может быть выполнен при учете электропередачи постоянного тока ее статическими характеристиками. Анализ статической устойчивости системы с конкретными параметрами, близкими к реальным, показывает, что такой учет электропередачи постоянного тока с воздушной линией допустим также при автоматическом регулировании возбуждения синхронных генераторов. Неточность такого учета незначительно влияет на области устойчивости системы переменного тока.

Анализ также показывает, что регулятор тока в электропередаче постоянного тока улучшает статическую устойчивость системы, расширяя области устойчивости и увеличивая предел статической устойчивости. Компаундирующее устройство при наличии на выпрямителе регулятора тока практически не влияет на статическую устойчивость энергосистемы. Регулирование выпрямленного тока электропередачи постоянного тока по фазовому углу θ смежной электропередачи переменного тока увеличивает предельное значение угла $\theta_{л}^{*}$. Области устойчивости системы при введении такого регулирования практически не изменяются. Предельный режим системы в этом случае может быть получен при углах $\theta_{л}^{*} > 90°$, т. е. на ниспадающей части угловой характеристики мощности электропередачи переменного тока. Электропередача постоянного тока при правильном выборе ее автоматического регулирования оказывает положительное влияние на статическую устойчивость системы переменного тока.

Выводы данной главы по влиянию электропередачи постоянного тока на статическую устойчивость системы переменного тока подтверждаются исследованиями, выполненными на электродинамической модели энергосистемы. Некоторые результаты этих исследований наряду с новыми вопросами будут изложены в следующей главе.

Глава IX

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА НА ДИНАМИЧЕСКУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ СИСТЕМЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

§ 54. Использование метода физического моделирования для исследования устойчивости электрических систем

Анализ динамической устойчивости электрической системы даже без электропередачи постоянного тока представляет собой сложную нелинейную задачу. Наличие в системе электропередачи постоянного тока, режим которой характеризуется нелинейными зависимостями, еще больше усложняет исследование. Пока еще нет исчерпывающих расчетных методов решения этой задачи. Пока единственным достаточно освоенным методом исследования динамической устойчивости системы, содержащей электропередачу постоянного тока, является метод физического моделирования.

Крупные электродинамические модели, позволяющие решать такие задачи, имеются в Институте электромеханики и в Научно-исследовательском институте постоянного тока [61, 69, 73]. На этих моделях выполнено исследование устойчивости звена единой энергетической системы Европейской части СССР, содержащего Волжскую ГЭС им. XXII съезда КПСС, соединенную линией электропередачи переменного тока 500 *кв* с энергосистемой Центра и линией электропередачи постоянного тока 800 *кв* с энергосистемой Донбасса [88, 145, 149, 158]. Схема электродинамической модели этой системы, осуществленная в Институте электромеханики, показана на рис. 119. Волжская ГЭС им. XXII съезда КПСС моделирована двумя генераторами, один из которых (*МГ1*) замещает 14 генераторов, приключенных к шинам 500 *кв*, а другой (*МГ2*) — 8 генераторов, приключенных к шинам 220 *кв*. Автотрансформаторная связь между шинами 500 *кв* и 220 *кв* моделирована реактором *Р1*. Энергосистемы Центра и Донбасса замещены шинами бесконечной мощности. Для изучения отдельных вопросов, связанных с учетом конечной мощности этих энергосистем, моделированы также энергосистемы Центра [145] и Юга. Учету конечной мощности последней системы посвящен § 58. Местная нагрузка Волгоградской системы моделирована активным сопротивлением R, включенным через модельный трансформатор *МТ6*. Модель двухцепной линии электропередачи Волгоград—Москва состоит из двух цепей, разделенных на четыре участка. В начале каждого участка включен шунтирующий реактор *ШР*, а в середине линии предусмотрено включение емкостей $C_{ш}$.

На рис. 119 даны обозначения величин (активных P и реактивных Q мощностей, напряжений U и токов I), которые измерялись в опытах

с помощью приборов или записывались осциллографом. Кроме того, на осциллограммах, приведенных далее в этой главе, приняты следующие обозначения: θ_1 и θ_2 — фазовые углы между э. д. с. холостого хода генераторов *МГ1* и *МГ2* и напряжением U приемной системы Центра; u_{f1} и i_{f1} — напряжение и ток возбуждения генератора *МГ1*; u_{f2} и i_{f2} —

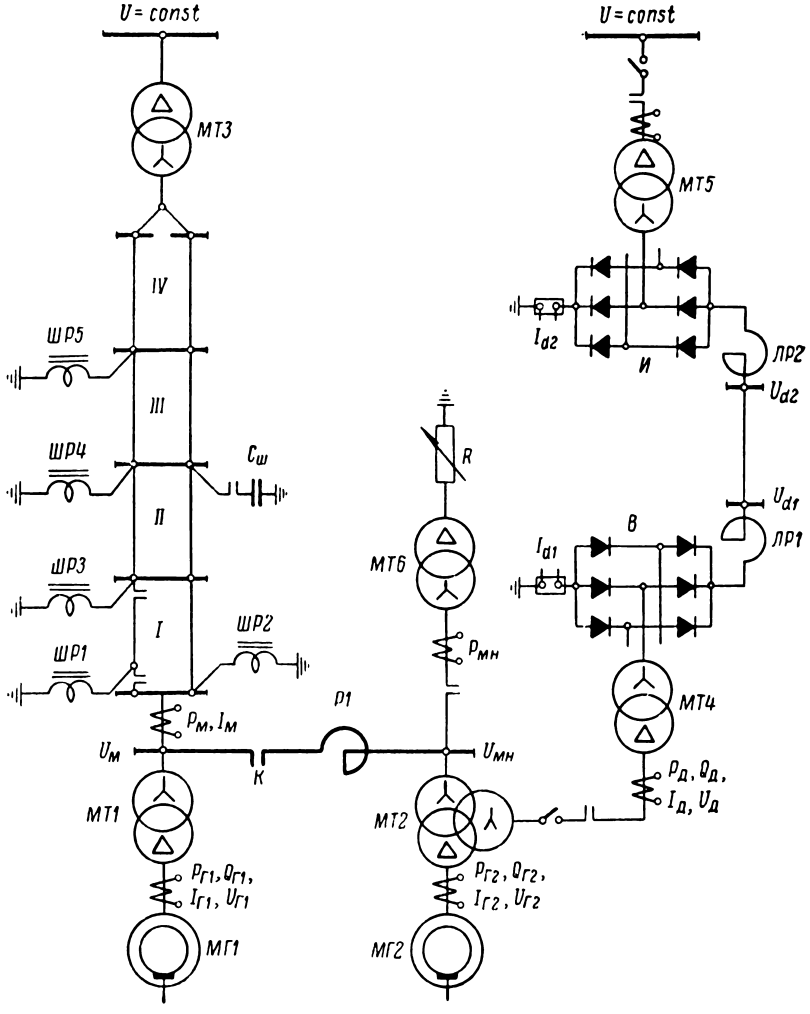


Рис. 119. Схема электродинамической модели.

напряжение и ток возбуждения генератора *МГ2*. Все величины, показанные на осциллограммах, приведены к оригиналу. Приведенные в этой главе осциллограммы сняты при такой наибольшей нагрузке $P_м$ линии передачи переменного тока, при которой переходный процесс еще не приводит к нарушению синхронной работы электростанции и приемной системы.

На рис. 120 приведена схема замещения рассматриваемой системы и указаны сопротивления ее элементов в омах, приведенные к напряжению 500 *кв*. В числителе даны величины сопротивлений моделируемой системы, а в знаменателе — их фактические величины в модели,

приведенные к оригиналу. В табл. 11 даны основные параметры двух групп генераторов Волжской ГЭС им. XXII съезда КПСС и замещающих их модельных генераторов *МГ1* и *МГ2*. Сопротивления в этой таблице даны с учетом сопротивлений рассеяния трансформаторов и выражены в относительных величинах. Постоянные времени обмотки возбуждения T_{do} и инерционные постоянные генераторов H_j выражены в секундах. Там же приведены величины полных (базисных) мощностей генераторов в *ква*.

Модель электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс (рис. 119) состоит из двух одномостовых преобразователей (выпрями-

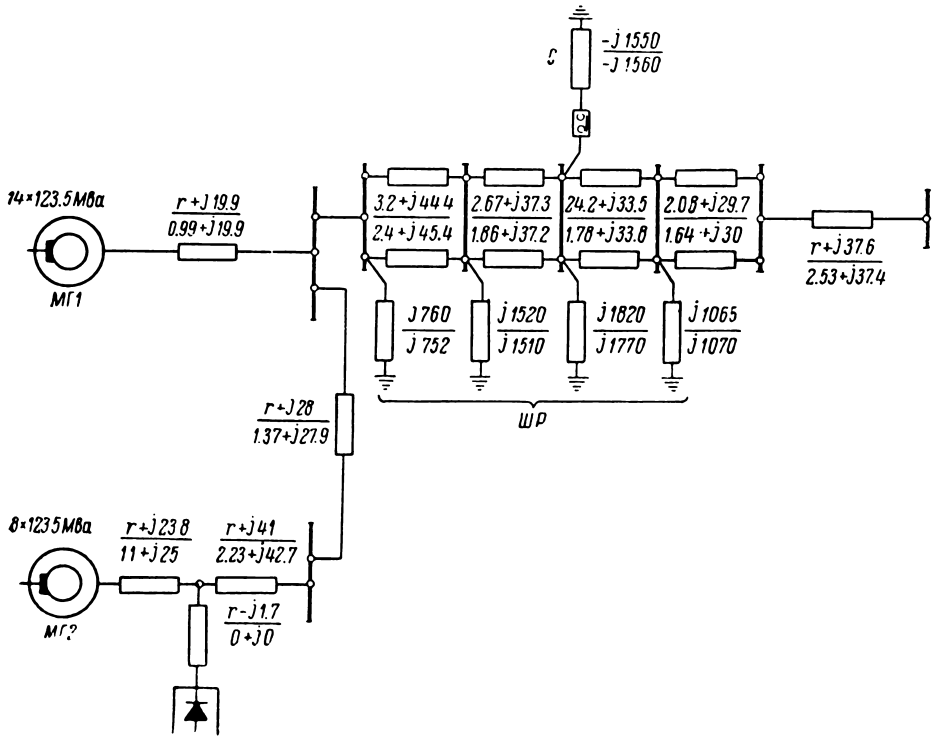


Рис. 120. Схема замещения системы.

теля *В* и инвертора *И*), двух трансформаторов (*МТ4* и *МТ5*) и модели линии электропередачи постоянного тока. По концам этой линии установлено два линейных реактора (*ЛР1* и *ЛР2*), демпфирующие цепочки, ограничивающие перенапряжения в переходных процессах, и фильтры, уменьшающие влияние передачи постоянного тока на соседние линии связи. Модель самой линии собрана из восьми ячеек. Каждая ячейка собрана по П-образной схеме и состоит из последовательно включенных активного сопротивления и индуктивности и двух параллельно включенных емкостей.

Индуктивное сопротивление x_k контура коммутации на фазу для преобразовательной подстанции в Донбассе, приведенное к номинальной мощности преобразователя, принято равным 20%. В табл. 12 даны основные параметры линии передачи постоянного тока и параметры модели, приведенные к оригиналу. Значения параметров $r_л$, $L_л$ и C в этой таблице представляют собой суммарные активное сопротивле-

Таблица 11

Основные параметры генераторов Волжской ГЭС им XXII съезда КПСС в оригинале и в модели

Обозначение	Оригинал		Модель	
	14 генераторов	8 генераторов	*МГ1*	*МГ2*
S	$1.73 \cdot 10^6$	$0.988 \cdot 10^6$	36.5	20.8
x_d	0.682	0.911	0.769	1.05
x_q	0.470	0.699	0.474	0.665
x'_d	0.328	0.557	0.306	0.580
x''_d	0.281	0.510	0.235	0.510
x''_q	0.290	0.519	0.246	0.511
T_{d0}	5.3	5.3	6.0	6.0
H_j	10.6	10.6	10.9	10.8

Таблица 12

Основные параметры линии передачи постоянного тока Волгоград—Донбасс в оригинале и в модели

Наименование	Обозначение	Оригинал	Модель
Линия передачи постоянного тока	$r_л$	19.3	18.8
	$L_л$	0.9	0.88
	C	2.7	2.7
Сглаживающие линейные реакторы	*ЛР1*	3	2.7
	ЛР2	3	2.7

ние, индуктивность и емкость линии электропередачи постоянного тока, выраженные, соответственно, в омах, генри и микрофарадах.

На модели электропередачи постоянного тока используется система сеточного управления, разработанная в НИИ постоянного тока для электропередач Кашира—Москва и Волгоград—Донбасс [78]. Она состоит из источника первичных импульсов, собранного на пиковых трансформаторах, усилителя первичных импульсов, изолирующих импульсных трансформаторов, устройств сеточного смещения вентилей. Источник первичных импульсов получает питание через фазорегулятор от тех же шин, к которым присоединяется трансформатор преобразователя. Фазорегулятор позволяет вручную изменять фазу управляющих импульсов. Автоматическое регулирование фазы этих импульсов производится подмагничиванием пиковых трансформаторов. В модели электропередачи постоянного тока установлены основные регулирующие устройства такого же типа, как запроектированные для электропередачи Волгоград—Донбасс: регулятор тока на выпрямителе [58], компаундирующее устройство [74] и регулятор минимального тока на инверторе. Так как каждая преобразовательная подстанция передачи моделирована одномостовым преобразователем, то для имитации аварий, связанных с отключением полуцепи передачи, предусмотрена возможность быстрого уменьшения тока уставки регулятора тока. При этом, так же как и при отключении части преобразовательных мостов, происходит снижение мощности передачи постоянного тока.

Для автоматического регулирования возбуждения генераторов в модели использованы регуляторы возбуждения сильного действия, разработанные ВЭИ им. В. И. Ленина для крупных гидрогенераторов [62]. Регулятор возбуждения генератора *МГ1* был настроен на поддержание постоянным напряжения на шинах 500 *кв*, регулятор генератора *МГ2* — на поддержание постоянным напряжения на шинах 220 *кв*. Для поддержания постоянства напряжения возбуждение генераторов регулировалось по отклонению напряжения в заданной точке и по току генератора. Демпфирование качаний генераторов осуществлялось регулированием возбуждения по первой производной напряжения, а также по первой и второй производным тока линии передачи переменного тока или по отклонению и первой производной частоты напряжения на шинах 500 *кв* [147]. Для блокировки от неправильного действия регуляторов возбуждения при

отключении короткого замыкания в этих регуляторах предусмотрена форсировка возбуждения. Реле форсировки срабатывает при снижении напряжения во время короткого замыкания и отключается с запаздыванием примерно 0.08 *сек*.

В качестве модели ионного возбудителя использован управляемый трехфазный тиратронный выпрямитель с коэффициентом усиления по напряжению и с постоянной времени цепи управления, примерно соответствующими системе ионного возбуждения гидрогенераторов Волжской ГЭС им. XXII съезда КПСС.

Для специального регулирования электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока в описанных далее опытах использован отдельный регулятор возбуждения такого же типа, как и регуляторы возбуждения модельных генераторов. С выхода этого регулятора ток поступает в цепь уставки регулятора тока или регулятора минимального тока, установленных на электропередаче постоянного тока. Использование типового регулятора позволяет регулировать ток в электропередаче постоянного тока по тем же параметрам, что и возбуждение генераторов. Полезным оказывается также введение форсировки выпрямленного тока во время короткого замыкания. Допустимая перегрузка электропередачи постоянного тока в этих опытах принята равной 30%. В соответствии с этим максимальное значение тока уставки регулятора тока было ограничено значением, равным 1.3 номинального. Для регулирования выпрямленного тока по фазовому углу θ_1 между векторами э. д. с. E_d генератора *МГ1* и напряжения U приемной системы регулятор был дополнен устройством, дающим на выходе напряжение, пропорциональное приращению угла θ_1 сверх заданного значения.

В §§ 55, 57 рассмотрены режимы передачи энергии по линии электропередачи постоянного тока как из Волгограда в Донбасс, так и в обратном направлении. При передаче энергии из Волгограда генератор *МГ2* питает нагрузку местной системы и передачу постоянного тока. В реверсном режиме работы электропередачи постоянного тока этот генератор работает в режиме синхронного компенсатора.

§ 55. Влияние электропередачи постоянного тока на устойчивость системы переменного тока при их независимом регулировании

В качестве основных аварийных процессов в системе переменного тока при исследовании на электродинамической модели динамической устойчивости рассматриваемой системы выбраны процессы трехфазного короткого замыкания длительностью 0.14—0.16 *сек* в конце первого самого длинного, участка линии электропередачи переменного тока с последующим отключением одной цепи линии на этом участке вместе с шунтирующим реактором в начале линии и процессы трехфазного короткого замыкания длительностью 0.3—0.33 *сек* на шинах 220 *кв* электростанции. Эти виды аварий являются наиболее тяжелыми для данной системы.

Сильное регулирование возбуждения генераторов обеспечивает постоянство напряжения в начале линии электропередачи переменного тока. В этих условиях электропередача постоянного тока не влияет на предел статической устойчивости смежной электропередачи переменного тока. При этом в предельном по статической устойчивости режиме по линии электропередачи Волгоград—Москва передается максимальная мощность, равная 1840 *Мвт* в нормальном режиме и 1540 *Мвт*

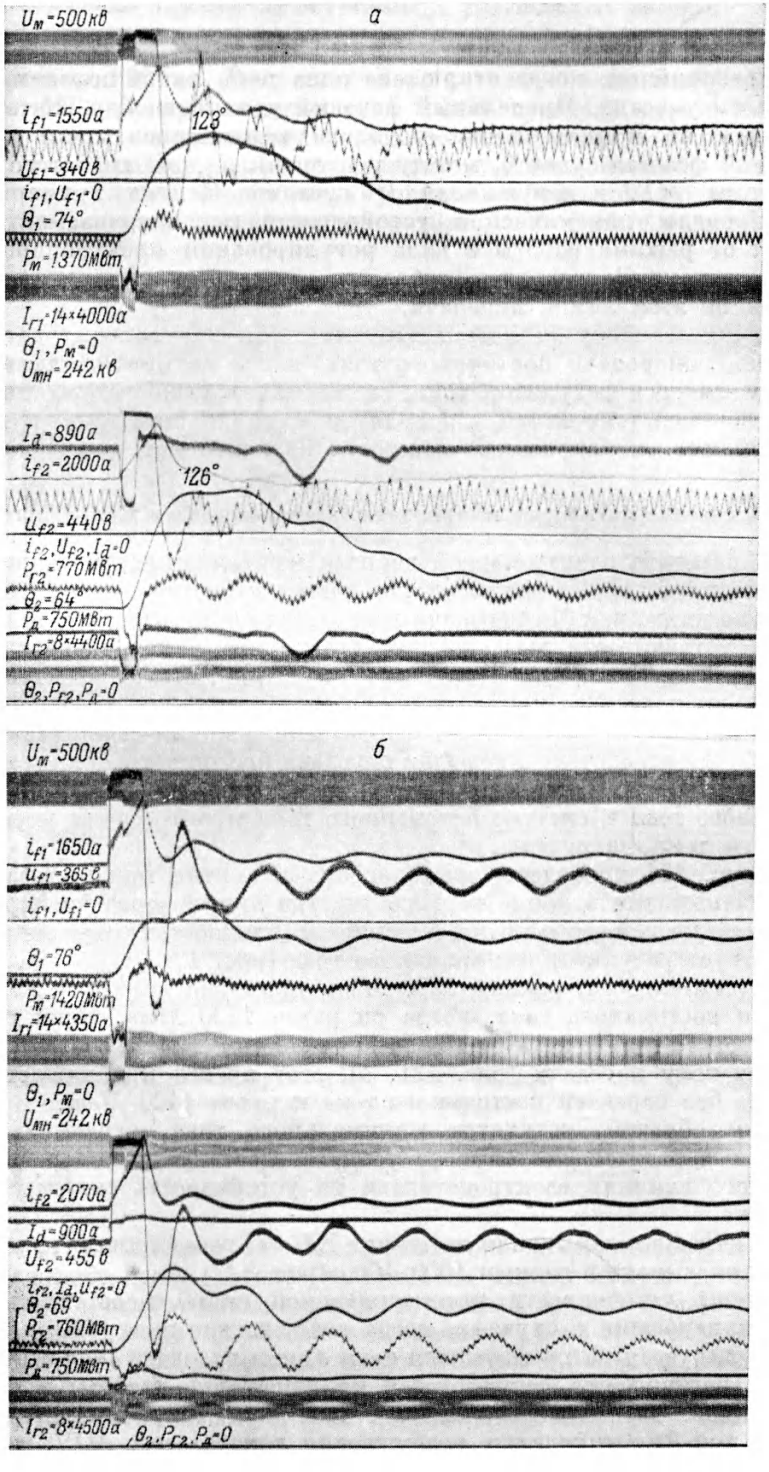


Рис. 121. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем передачи постоянного тока при трехфазном коротком замыкании на линии передачи переменного тока.

а — без регулятора минимального тока; *б* — с регулятором минимального тока на инверторе.

в послеаварийном, когда отключена одна цепь линии переменного тока на первом участке. Предельный фазовый угол $\theta_{л}$ между векторами напряжения по концам линии передачи переменного тока равен 90°, а полный фазовый угол θ_1 между векторами э. д. с. холостого хода E_{d1} генератора *МГ1* и напряжения U системы Центра примерно равен 110°. Пределы динамической устойчивости рассматриваемой системы зависят от режима работы и вида регулирования электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс, а также от направления передачи энергии по этой линии передачи.

В данном параграфе рассматривается обычная система регулирования электропередачи постоянного тока, когда на выпрямительной подстанции имеется регулятор тока, а на инверторной подстанции компаундирующее устройство и регулятор минимального тока, и никакого специального регулирования мощности передачи нет.

А. К системе примыкает выпрямитель электропередачи постоянного тока

При передаче электрической энергии из Волгограда в энергосистему Донбасса пределы динамической устойчивости системы переменного тока несколько ниже, чем без передачи постоянного тока. Небольшое снижение предела устойчивости вызвано тем, что во время короткого замыкания понижается напряжение, подводимое к выпрямителю электропередачи постоянного тока. Это приводит к ее кратковременной разгрузке и к дополнительному ускорению генераторов. Снижение предела динамической устойчивости вследствие разгрузки передачи постоянного тока тем меньше, чем дальше место короткого замыкания от места примыкания передачи постоянного тока к системе переменного тока и чем меньше передача постоянного тока нагружена.

На рис. 121 приведены осциллограммы, снятые при трехфазном коротком замыкании в конце первого участка линии передачи переменного тока. Если на инверторной подстанции электропередачи постоянного тока не действует регулятор минимального тока (рис. 121, *а*), предел динамической устойчивости, равный 1370 *Мвт*, примерно на 4% ниже, чем без передачи постоянного тока, когда он равен 1430 *Мвт*. Если регулятор минимального тока действует и работает с током уставки, соответствующим рабочему току передачи (рис. 121, *б*), этот предел приближается к его величине без передачи постоянного тока и равен 1420 *Мвт*.

Таким образом, регулятор минимального тока, ограничивая сброс нагрузки передачей постоянного тока, способствует уменьшению отрицательного влияния электропередачи на устойчивость системы переменного тока.

При коротком замыкании на шинах 220 *кв* предел динамической устойчивости оказывается равным 1600 *Мвт* (рис. 122).

Пределы устойчивости рассматриваемой системы остаются практически одинаковыми в случаях, когда возбуждение синхронных генераторов регулируется по производным тока линии передачи переменного тока и когда возбуждение регулируется по изменению частоты и ее первой производной. Приведенные на рис. 121, *а* и 122 осциллограммы получены при регулировании возбуждения генераторов *МГ1* и *МГ2* по изменению и по первой производной частоты на их зажимах, а осциллограммы на рис. 121, *б* получены при регулировании возбуждения генераторов по производным тока линии передачи переменного тока.

На характер переходных процессов в послеаварийном режиме сильно влияют условия регулирования возбуждения генераторов, приключен-

ных к шинам 220 *кв*. Так, например, регулирование возбуждения генератора *МГ2* по производным тока линии передачи переменного тока приводит к кратковременному снижению напряжения в послеаварийном режиме, что вызывает разгрузку передачи постоянного тока. Такой разгрузки нет в случае, когда регулирование возбуждения по производной тока осуществляется только на генераторе *МГ1*. Выбор величины коэф-

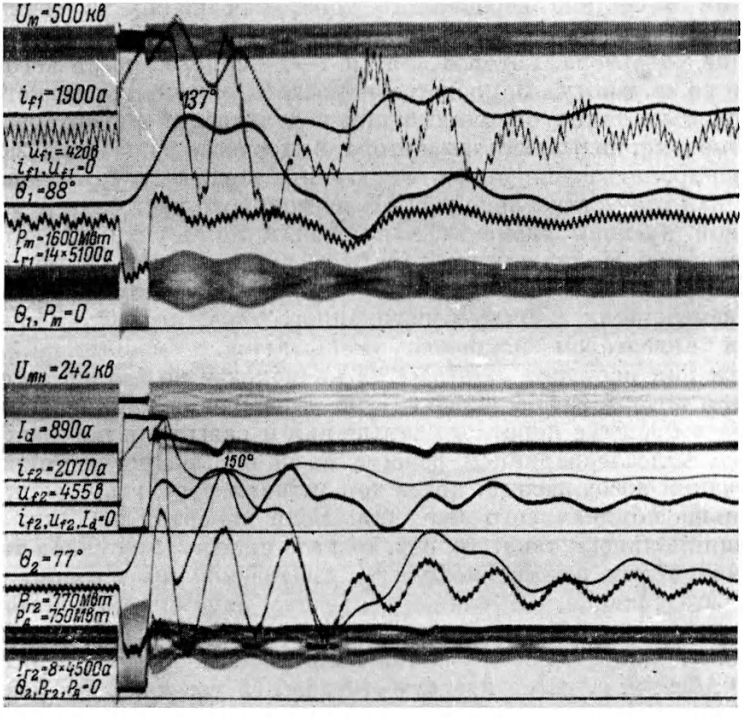


Рис. 122. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем передачи постоянного тока при коротком замыкании на шинах 220 *кв*.

фициента регулирования по производным тока на регуляторе генератора *МГ2* оказывает более сильное влияние на динамическую устойчивость, если место короткого замыкания электрически близко к месту примыкания выпрямителя электропередачи постоянного тока к системе. Так, при трехфазном коротком замыкании длительностью 0.3 *сек*. на шинах 220 *кв* в послеаварийном режиме в энергосистеме возникают колебания и предел динамической устойчивости в этом случае равен 1570 *Мвт*. Если генератор *МГ2* не регулируется по производным тока, то колебания не возникают, а предел динамической устойчивости повышается до 1600 *Мвт*. Ввод в действие на инверторе регулятора минимального тока с током уставки, соответствующим рабочему току передачи постоянного тока, также устраняет колебания мощности в послеаварийном режиме.

Б. К системе примыкает инвертор электропередачи постоянного тока

Изменение направления передачи энергии по линии электропередачи постоянного тока меняет характер ее влияния на устойчивость смежной с нею системы переменного тока. На рис. 123 показаны осциллограммы переходных процессов в системе при трехфазном коротком замыкании в конце первого участка линии передачи переменного тока. Регулятор минимального тока на инверторе при этом не работал. В момент короткого замыкания в системе переменного тока, как видно из осциллограмм, снятых при большей скорости развертки (рис. 123, *б*), происходит опрокидывание инвертора, которое длится 1—2 периода, после чего инвертор втягивается в работу. В процессе короткого замыкания может происходить несколько таких опрокидываний и втягиваний инвертора в работу. Повторные опрокидывания инвертора в процессе короткого замыкания, а также опрокидывание после отключения короткого замыкания, устраняются, как это установлено в НИИ постоянного тока, путем увеличения постоянной времени элемента напряжения компаундирующего устройства инвертора. Наличие инвертора в рассматриваемой системе облегчает устойчивый динамический переход к послеаварийному режиму при коротких замыканиях в системе переменного тока, поскольку при этом выдаваемая инвертором мощность уменьшается. Уменьшение мощности инвертора при коротких замыканиях происходит не только за счет опрокидывания инвертора, но также за счет уменьшения напряжения переменного тока в процессе короткого замыкания и разгрузки передачи постоянного тока в послеаварийном режиме из-за повышения напряжения при форсировании возбуждения, когда ток уставки регулятора минимального тока меньше номинального значения. Если инвертор работает с регулятором минимального тока, то переходный процесс протекает так же, но в послеаварийном режиме мощность, выдаваемая инвертором, не уменьшается. Это, однако, не снижает предела динамической устойчивости. Предел динамической устойчивости системы при трехфазном коротком замыкании в конце первого участка линии передачи переменного тока равен 1520 *Мвт*, т. е. равен пределу статической устойчивости послеаварийного режима.

При трехфазном коротком замыкании на шинах 220 *кв* предел динамической устойчивости практически равен пределу статической устойчивости в нормальном режиме, а переходный процесс протекает примерно одинаково при наличии регулятора минимального тока и без него.

Таким образом, при правильной настройке регуляторов возбуждения генераторов и регуляторов электропередачи постоянного тока эта электропередача не снижает пределов динамической устойчивости системы, а в случае примыкания к системе инвертора эти пределы даже повышаются и приближаются к пределу статической устойчивости системы в послеаварийном режиме.

В. Влияние сбросов нагрузки в передаче постоянного тока на устойчивость смежной передачи переменного тока

На устойчивость рассматриваемой системы влияют не только короткие замыкания в системе переменного тока, но также аварии в передаче постоянного тока. При авариях на линии электропередачи постоянного тока возможны отключения всей электропередачи или одной ее полуцепи, а также автоматические повторные включения. При авариях в мостах преобразователей возможно их кратковременное шунтирование, отклю-

чение и повторное включение. Подобные аварийные процессы в электропередаче постоянного тока сопровождаются сбросами и набросами нагрузки передачи. Сброс нагрузки может представлять опасность для устойчивой работы рассматриваемой системы лишь в случае передачи энергии по линии

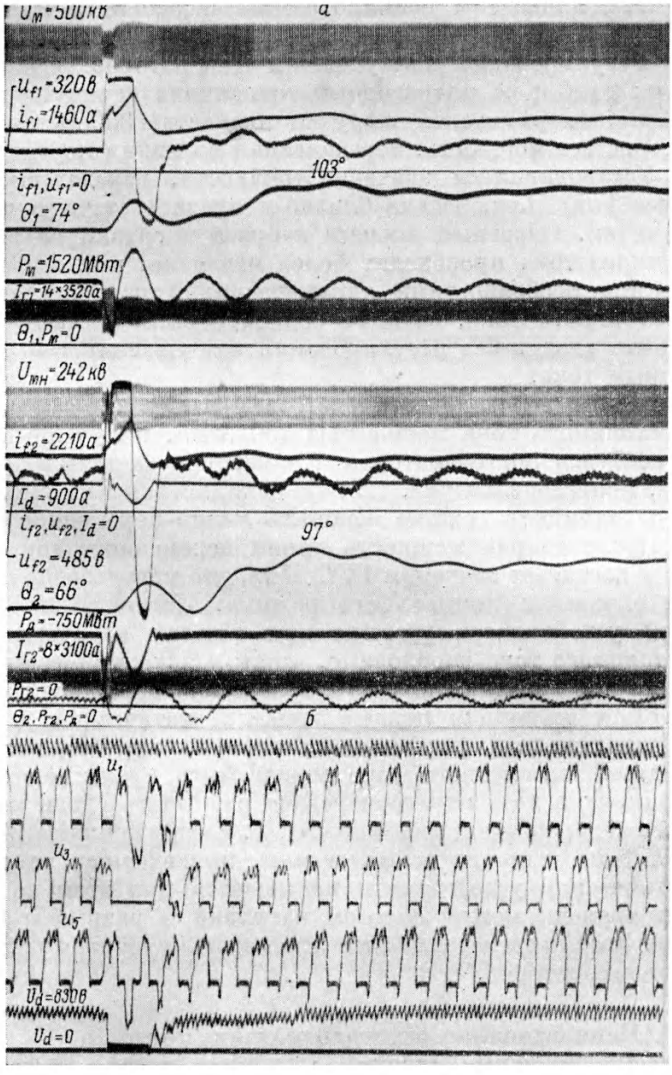


Рис. 123. Осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании на линии передачи переменного тока.
а — в системе; *б* — в примыкающем к ней инверторе передачи постоянного тока.

постоянного тока в сторону энергосистемы Донбасса. В этом случае при аварии на одной из полуцепей линии передачи постоянного тока и отключении ее мощность электропередачи постоянного тока внезапно уменьшается в два раза, а мощность, передаваемая по смежной с нею линии передачи переменного тока, на такую же величину увеличивается. В случае отключения обеих полуцепей сброс нагрузки будет равен номинальной

мощности передачи 750 *Мвт*. Это может приводить к перегрузкам передачи переменного тока и к нарушению устойчивости системы переменного тока. Повторные включения передачи постоянного тока не опасны для устойчивости рассматриваемой системы, поскольку при этом передача переменного тока будет разгружаться.

На рис. 124 приведены осциллограммы переходных процессов при неполном сбросе и при восстановлении нагрузки электропередачи постоянного тока. Регулирование возбуждения генераторов здесь осуществляется по их току и по производным тока линии передачи переменного тока. При сбросе выпрямителем нагрузки мощностью 350 *Мвт* на такую же величину возрастает мощность, передаваемая по линии передачи переменного тока. Установившееся значение мощности, передаваемой по этой линии, равное 1760 *Мвт*, весьма близко к пределу статической устойчивости (1840 *Мвт*). Обратный процесс наброса нагрузки на электропередачу постоянного тока происходит более медленно, чем сброс нагрузки. Это объясняется особенностями динамических характеристик электропередачи постоянного тока, которые подробно были рассмотрены в § 43. Последний опыт сделан без регулирования возбуждения генератора *МГ2* по производным тока.

Осциллограммы переходных процессов при полном сбросе нагрузки передачи постоянного тока мощностью 750 *Мвт*, полученные при регулировании возбуждения генераторов по изменению частоты и по ее первой производной, приведены на рис. 125. Из осциллограмм на рис. 125, *а* следует, что в доаварийном режиме мощность линии переменного тока равна 1050 *Мвт*. После аварии мощность линии переменного тока возрастает на 750 *Мвт* и достигает значения 1800 *Мвт*, что почти равно пределу статической устойчивости нормального режима. Поэтому для сохранения динамической устойчивости системы при сбросах нагрузки электропередачей постоянного тока необходимо, чтобы в исходном режиме суммарная мощность, передаваемая по линиям передачи переменного и постоянного тока, была несколько меньше предела статической устойчивости.

Предел динамической устойчивости системы при сбросах нагрузки электропередачей постоянного тока может быть существенно увеличен, если при авариях в этой электропередаче разрывать связь между двумя группами генераторов электростанции, т. е. между шинами 500 *кв* и шинами 220 *кв*. Как видно из осциллограмм, приведенных на рис. 125, *б*, предел динамической устойчивости повышается при этом до 1630 *Мвт*. Промежуток времени между сбросом нагрузки и разрывом связи здесь равен 0.5 *сек*. Этот предел устойчивости не зависит от вида регулирования возбуждения генераторов.

§ 56. Использование электропередачи постоянного тока для демпфирования качаний в системе переменного тока

Автоматическое регулирование электропередачи постоянного тока по производным параметров режима смежной электропередачи переменного тока позволяет осуществлять работу генераторов системы переменного тока с регулированием только по отклонениям напряжения и тока без регулирования по производным. При этом ввиду малой инерционности электропередачи постоянного тока для ее регулирования достаточно использовать лишь первые производные параметров режима системы переменного тока.

Рассмотрим случай, когда по линии передачи постоянного тока энергия передается в направлении энергосистемы Донбасса.

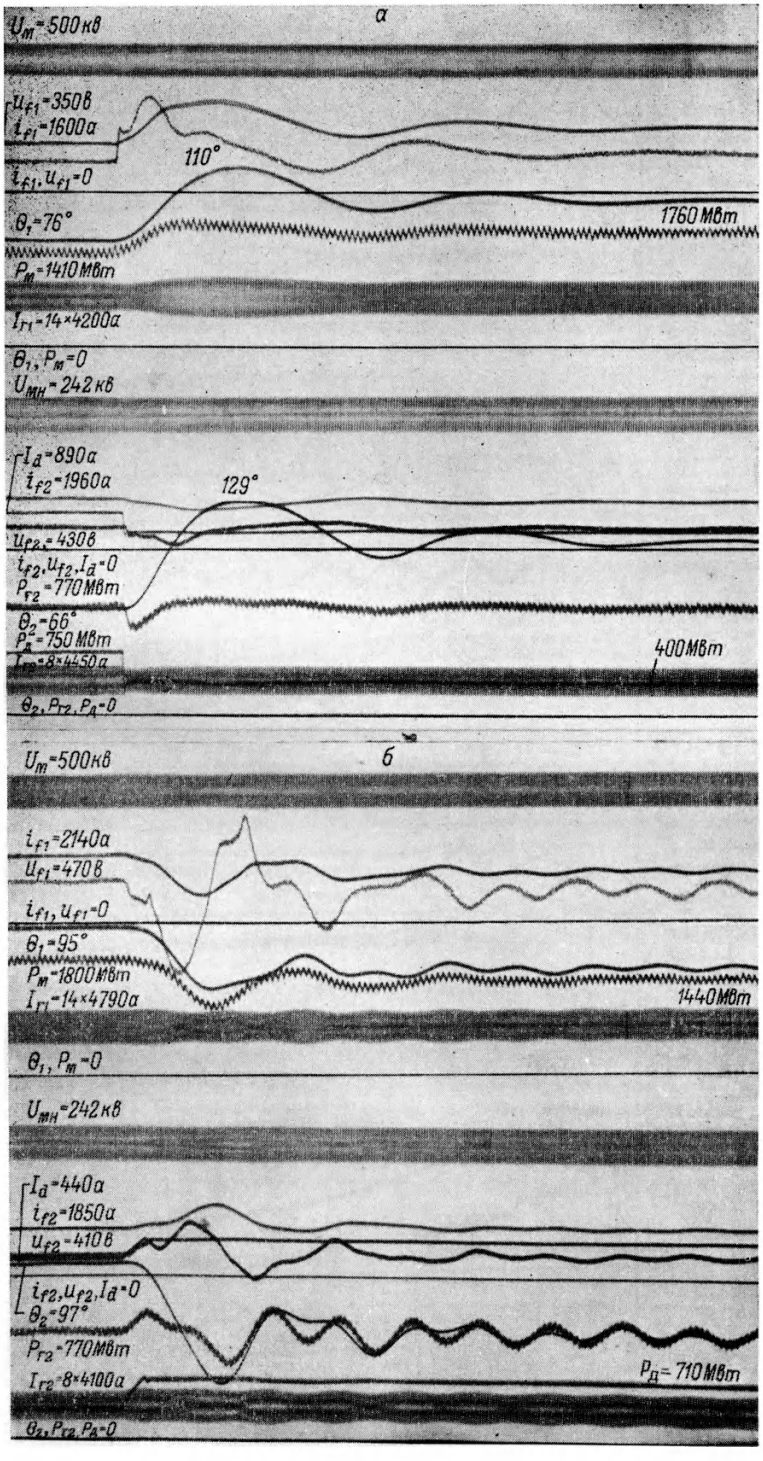


Рис. 124. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем.

а — при неполном сбросе; *б* — при неполном набросе мощности электропередачей постоянного тока.

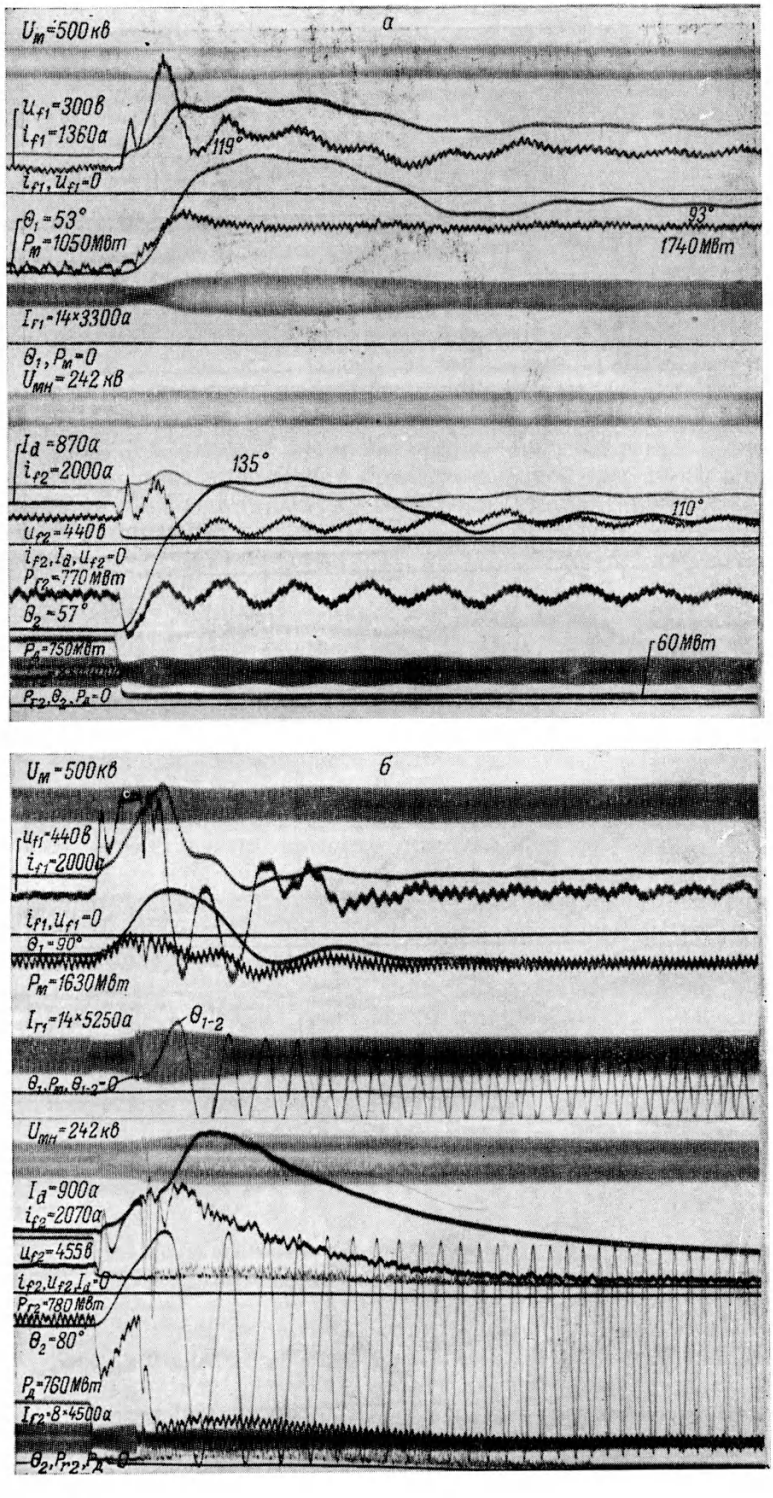


Рис. 125. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем при полном сбросе мощности электропередачей постоянного тока.

а — без разрыва связи; *б* — с разрывом связи между шинами 500 *кв* и шинами 220 *кв*.

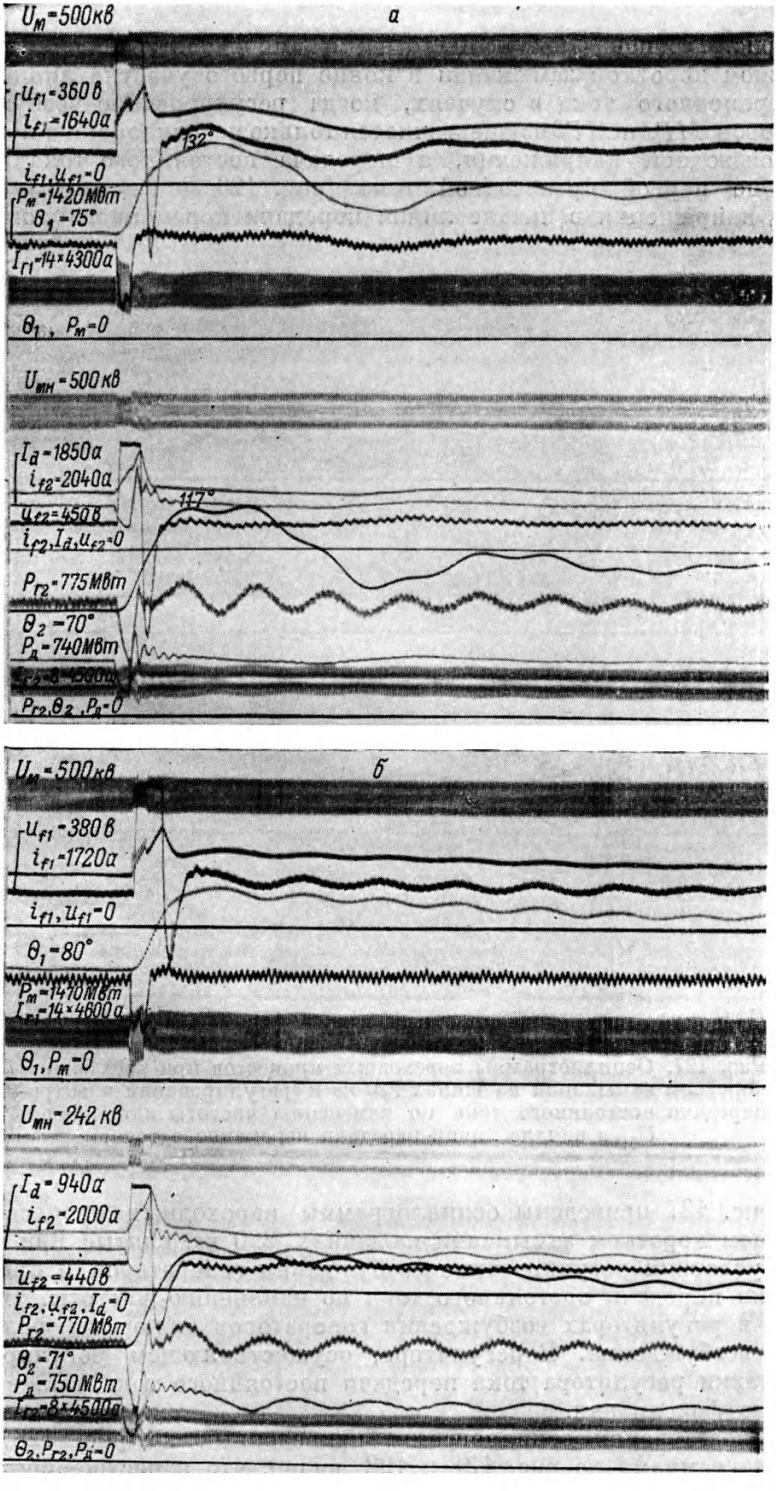


Рис. 126. Осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании на линии передачи переменного тока и регулировании электропередачи постоянного тока.

а — по первой производной тока I_M; *б* — по изменению частоты напряжения U_M в начале линии передачи переменного тока.

На рис. 126 показаны осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании в конце первого участка линии передачи переменного тока в случаях, когда регулирование возбуждения генераторов *МГ1* и *МГ2* осуществляется только по отклонению и по первой производной напряжения, а передача постоянного тока регулируется по первой производной тока (рис. 126, *а*) или по изменению частоты напряжения в начале линии передачи переменного тока (рис. 126, *б*).

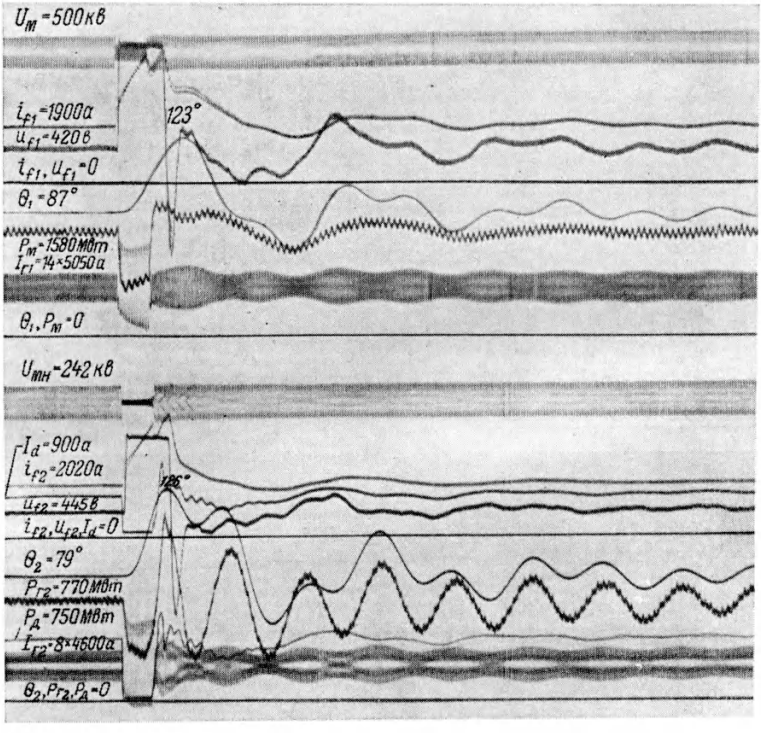


Рис. 127. Осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании на шинах 220 *кв* и регулировании электропередачи постоянного тока по изменению частоты напряжения $U_м$ в начале линии передачи переменного тока.

На рис. 127 приведены осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании на шинах 220 *кв*, снятые при аналогичных условиях регулирования возбуждения генераторов и при регулировании передачи постоянного тока по изменению частоты. В обоих случаях в регуляторах возбуждения генераторов включены реле форсировки возбуждения. В регуляторе, осуществляющем регулирование тока уставки регулятора тока передачи постоянного тока, также включено реле форсировки.

Из сопоставления осциллограмм, приведенных на рис. 126 и 127, с осциллограммами на рис. 121 и 122 видно, что качество переходных процессов при коротких замыканиях в системе получается не хуже, чем при регулировании возбуждения генераторов по производным тока или по изменению частоты в начале линии передачи переменного тока.

Демпфирование качаний генераторов происходит за счет регулирования мощности передачи постоянного тока. Поэтому изменения мощности $P_д$ передачи постоянного тока имеют пульсирующий характер. Пределы динамической устойчивости, полученные при регулировании мощности передачи постоянного тока по производной тока $I_м$ или по изменению частоты Δf и при отсутствии регулирования возбуждения генераторов по производным, в общем не ниже, а во многих случаях выше пределов устойчивости, полученных в случае независимого регулирования электропередач. Подобное регулирование электропередачи постоянного тока обеспечивает повышение динамической устойчивости в такой же мере, как сильное регулирование возбуждения генераторов и эффективное демпфирование качаний генераторов.

Таким образом, при совместной работе электропередач переменного и постоянного тока колебания в системе могут демпфироваться либо с помощью сильного регулирования возбуждения генераторов, либо с помощью регулирования мощности передачи постоянного тока, либо с помощью применения обоих способов регулирования. При этом во всех трех случаях пределы динамической устойчивости получаются практически одинаковыми.

§ 57. Повышение устойчивости системы переменного тока при специальном регулировании электропередачи постоянного тока

В восьмой главе было показано, что с помощью специального регулирования электропередачи постоянного тока по фазовому углу смежной электропередачи переменного тока можно повысить статическую устойчивость системы переменного тока. Ниже будет показано, что специальное регулирование электропередачи постоянного тока повышает также динамическую устойчивость системы. В данной главе наряду с регулированием электропередачи постоянного тока по фазовому углу θ_1 рассмотрено также регулирование этой передачи по току $I_м$ смежной линии передачи переменного тока. Преимущество регулирования по току линии передачи переменного тока заключается в том, что для него не требуется канал телесвязи с энергосистемой Центра. Специальное регулирование электропередачи постоянного тока не требуется при малых нагрузках электропередачи переменного тока и вступает в работу, когда фазовый угол θ_1 или ток $I_м$ достигнет некоторого заданного значения.

А. К системе примыкает выпрямитель электропередачи постоянного тока

На рис. 128 даны угловые характеристики мощности при регулировании электропередачи постоянного тока по току $I_м$ для случая, когда по линии постоянного тока энергия передается из Волгограда в Донбасс. Там же приведены характеристики для мощности $P'_м$, причем

$$P'_м = P_{г1} + P_{г2} - P_{мн} - P_д = P_м + P_j.$$

Мощность $P'_м$ равна мощности $P_{г1} + P_{г2}$ первичных двигателей генераторов ГЭС за вычетом мощности $P_{мн}$ местной нагрузки и мощности $P_д$ передачи постоянного тока. С другой стороны, она равна сумме мощности $P_м$ линии передачи переменного тока и мощности P_j, расходуемой на увеличение скорости вращения генераторов. Очевидно, что

установившемуся режиму соответствуют точки пересечения кривых $P_м$ и $P'_м$. Причем режим будет устойчив, если с увеличением фазового угла θ_1 мощность $P_м$ становится больше $P'_м$. Тогда мощность, затрачиваемая на ускорение генераторов, $P_j = P'_м - P_м < 0$, т. е. генераторы будут тормозиться и режим возвратится в исходную точку. При увеличении мощности генераторов кривая $P'_м$ перемещается вверх, а точка пересечения кривых $P_м$ и $P'_м$ смещается в сторону увеличения угла θ_1. Предельный по статической устойчивости режим был получен при угле $\theta_1 = 130°$, т. е. на ниспадающей части угловой характеристики мощности линии передачи переменного тока.

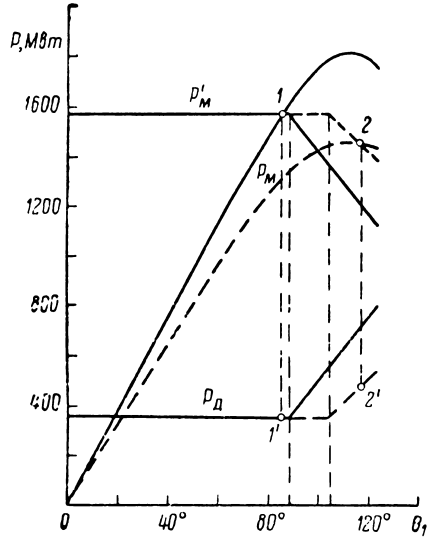


Рис. 128. Угловые характеристики мощности электропередачи переменного тока и примыкающего к ней выпрямителя электропередачи постоянного тока.

Сплошными линиями на рис. 128 показаны характеристики в нормальном режиме, пунктиром — в послеаварийном, когда на первом участке отключена одна цепь. Специальное регулирование электропередачи постоянного тока вступает в действие при токе $I_{м1} = 1960$ *а*, что соответствует в нормальном режиме фазовому углу $\theta_1 = 88°$, в послеаварийном режиме — углу $\theta_1 = 104°$.

Для демпфирования колебаний в переходных процессах весьма эффективным оказывается дополнительное регулирование электропередачи постоянного тока по первой производной тока $I_м$ линии переменного тока. Осциллограммы на рис. 129 иллюстрируют переходный процесс при коротком замыкании в конце первого участка линии электропередачи переменного тока в случае регулирования электропередачи постоянного тока по приращению тока $I_м$ линии передачи переменного тока и его первой производной. Возбуждение генератора *МГ1* при этом уже не регулировалось по производным тока $I_м$. В доаварийном режиме по линии передачи переменного тока передавалась мощность 1570 *Мвт*, по линии передачи постоянного тока — 350 *Мвт* (точки *1* и *1'* на рис. 128). В результате короткого замыкания на первом участке и отключения на этом участке одной цепи фазовый угол θ_1 плавно возрос от 86 до 118°, мощность $P_д$ под действием специального регулирования увеличилась на 120 *Мвт*, а мощность $P_м$ уменьшилась на ту же величину. Новому установившемуся режиму на рис. 128 соответствуют точки *2* и *2'*. Переход от доаварийного режима к послеаварийному является почти апериодическим. При отсутствии специального регулирования электропередачи постоянного тока и равных прочих условиях предел динамической устойчивости равен 1450 *Мвт*, т. е. на 120 *Мвт* ниже.

Для специального регулирования электропередачи постоянного тока надо иметь возможность увеличивать мощность этой электропередачи. Такая возможность больше при неполной нагрузке передачи в исход-

ном режиме, что имеет место в случае, показанном на рис. 129. При номинальной нагрузке передачи постоянного тока в исходном режиме возможны кратковременные перегрузки передачи. Если перегрузка передачи составляет 30%, то предел динамической устойчивости при коротком замыкании на первом участке будет равен 1470 *Мвт*.

Регулирование электропередачи постоянного тока по току $I_м$ смежной линии передачи переменного тока имеет тот недостаток, что оно

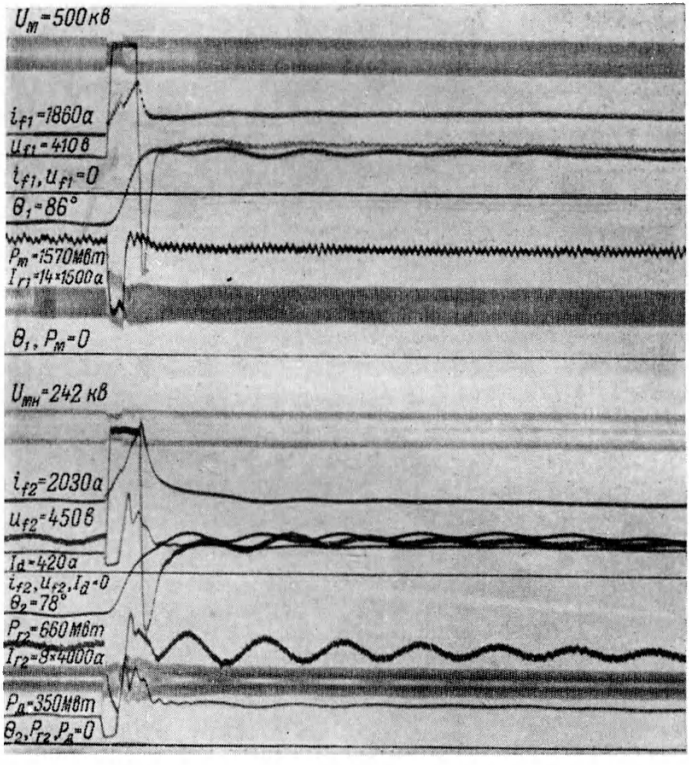


Рис. 129. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем электропередачи постоянного тока при трехфазном коротком замыкании на линии передачи переменного тока.

в зависимости от величины суммарного сопротивления этой линии вступает в работу при разных фазовых углах θ_1. Тангенс угла наклона характеристики $P_Д = f(\theta_1)$ также зависит от величины суммарного сопротивления. Этой зависимости нет, когда мощность регулируется по фазовому углу θ_1. Однако в последнем случае необходима телепередача фазы напряжения приемной системы Центра на Волжскую ГЭС им. XXII съезда КПСС. При регулировании мощности передачи постоянного тока по фазовому углу θ_1 предел динамической устойчивости системы несколько повышается.

На рис. 130 показаны осциллограммы переходного процесса трехфазного короткого замыкания на шинах 220 *кв*. Электропередача постоянного тока здесь регулируется по приращению и первой производной тока $I_м$ линии передачи переменного тока. Предел динамической

устойчивости в этом случае равен 1800 *Мвт*, т. е. почти равен максимальному значению мощности $P_м$ линии электропередачи переменного тока в нормальном режиме. Без специального регулирования предел динамической устойчивости при такой же аварии равен 1600 *Мвт*, т. е. на 200 *Мвт* меньше.

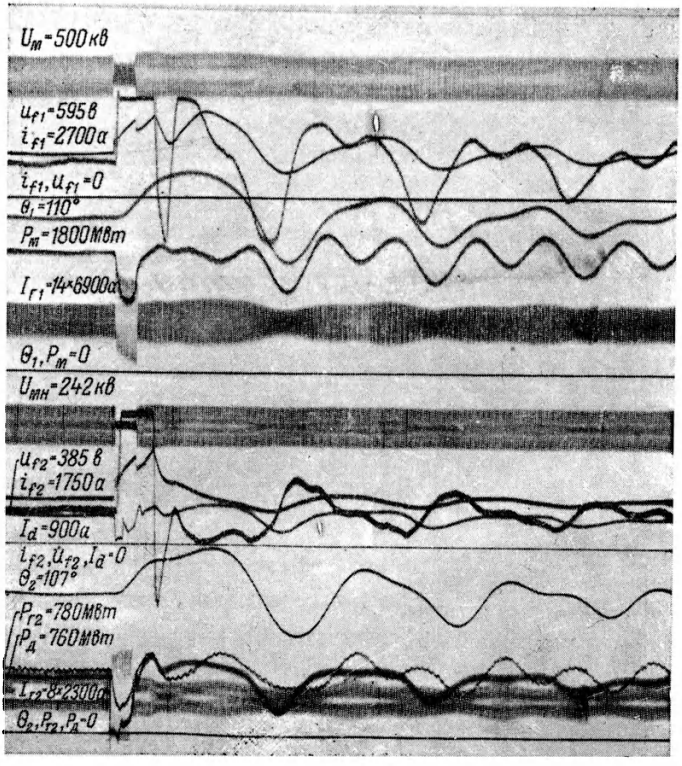


Рис. 130. Осциллограммы переходных процессов в системе с примыкающим к ней выпрямителем электропередачи постоянного тока при трехфазном коротком замыкании на шинах 220 *кв*.

Б. К системе примыкает инвертор электропередачи постоянного тока

На рис. 131 приведены угловые характеристики мощности для случая, когда по линии электропередачи постоянного тока энергия передается из Донбасса в направлении Волгограда. Здесь, в отличие от рассмотренного ранее случая, с увеличением фазового угла θ_1 мощность электропередачи постоянного тока под действием специального регулирования уменьшается. На рис. 132 для этого случая показаны осциллограммы переходного процесса при трехфазном коротком замыкании в конце первого участка линии передачи переменного тока. В доаварийном режиме по этой линии передается мощность $P = 1610$ *Мвт*, а по линии передачи постоянного тока мощность $P_Д = 750$ *Мвт*. В результате короткого замыкания и отключения поврежденного участка линии фазовый угол θ_1 возрастает, а мощности $P_м$ и $P_Д$ уменьшаются. Новый режим должен установиться в точке *2* (рис. 131). Но так как точка *2* является предельной по условиям статической устойчивости, то в послеаварийном режиме происходит нарушение статической

устойчивости типа сползания. При регулировании электропередачи постоянного тока по углу предел динамической устойчивости равен 1620 *Мвт*. Наибольший предел динамической устойчивости получен при неполной нагрузке передачи постоянного тока ($P_д = 550$ *Мвт*) и одновременном регулировании токов уставки регулятора тока и регулятора минимального тока по углу 0_1 и первой производной тока $I_м$. Предел динамической устойчивости в этом случае равен 1760 *Мвт*, что на 14% превышает величину предела статической устойчивости в послеаварийном режиме.

Предел динамической устойчивости при коротких замыканиях на шинах 220 *кв* Волжской ГЭС близок к максимальному значению мощности линии электропередачи переменного тока. Без специального регулирования электропередачи постоянного тока этот предел равен 1820 *Мвт*. При регулировании электропередачи постоянного тока по приращению тока $I_м$ и его первой производной величина предела динамической устойчивости практически не изменяется.

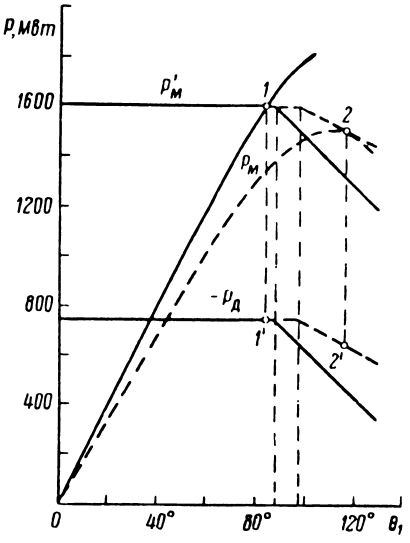


Рис. 131. Угловые характеристики мощности электропередачи переменного тока и примыкающего к ней инвертора электропередачи постоянного тока.

Регулировать мощность электропередачи постоянного тока можно воздействуя на токи уставки регулятора тока и регулятора минимального тока одновременно или на ток уставки одного из этих регуляторов, если второй не действует. Как было отмечено в седьмой главе, наибольшая скорость изменения выпрямленного тока получается при связанном регулировании токов уставки регулятора тока и регулятора минимального тока. Для получения большой скорости нарастания выпрямленного тока при регулировании тока уставки только регулятора тока приходится увеличивать угол зажигания α выпрямителя. Опыты на модели показывают, что при угле $\alpha = 15°$ пределы динамической устойчивости получаются такими же, как и при связанном регулировании выпрямителя и инвертора.

В табл. 13 даны величины пределов динамической устойчивости рассматриваемой системы при различных вариантах специального регулирования электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока, а также без такого регулирования. Пределы динамической устойчивости в этой таблице даны только для случая номинальной нагрузки передачи постоянного тока.

Как следует из табл. 13, в случае примыкания к системе выпрямителя при специальном регулировании электропередачи постоянного тока предел динамической устойчивости при коротком замыкании на линии передачи переменного тока повышается на 8% по сравнению со случаем отсутствия такого регулирования. При коротком замыкании на шинах 220 *кв* этот предел достигает предела статической устойчивости системы. В случае примыкания к системе инвертора при спе-

циальном регулировании электропередачи постоянного тока предел динамической устойчивости при коротком замыкании на линии передачи переменного тока на 5% превышает предел статической устойчивости системы в послеаварийном режиме, равный 1540 *Мвт*.

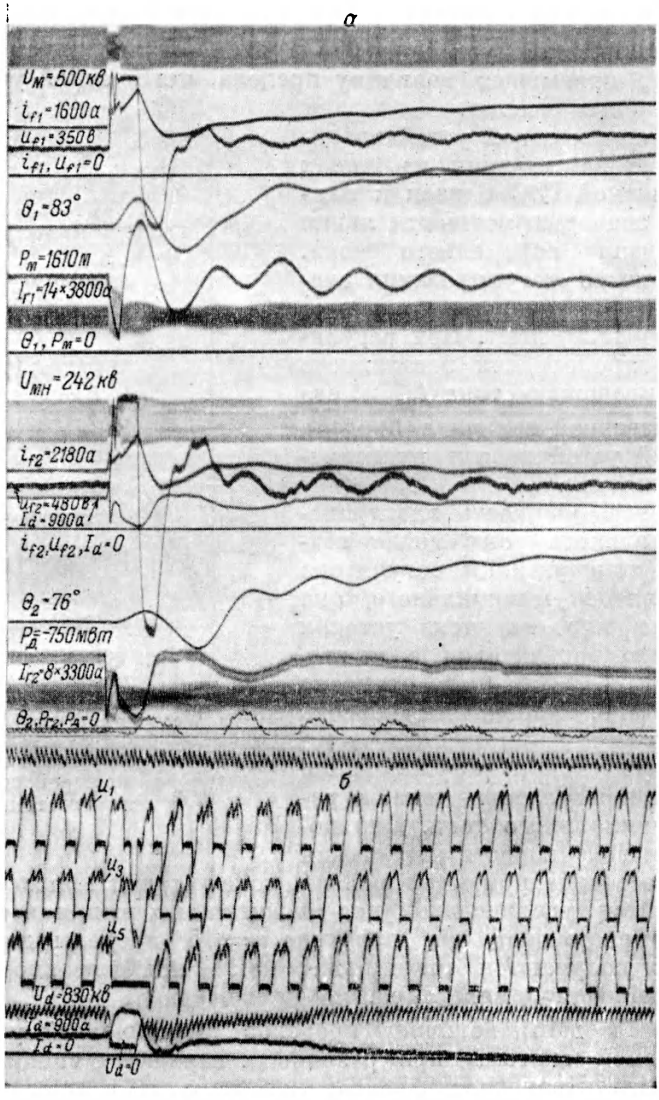


Рис. 132. Осциллограммы переходных процессов при трехфазном коротком замыкании на линии передачи переменного тока.

а — в системе; *б* — в примыкающем к ней инверторе электропередачи постоянного тока.

При коротком замыкании на шинах 220 *кв* предел динамической устойчивости не зависит от вида регулирования мощности инвертора и равен пределу статической устойчивости системы в нормальном режиме.

Таким образом, специальное регулирование электропередачи постоянного тока повышает предел динамической устойчивости одной из

Таблица 13

Пределы динамической устойчивости электропередачи переменного тока Волгоград—Москва, в *Мвт*

Специальное регулирование передачи постоянного тока	К системе примыкает	Короткое замыкание на первом участке линии переменного тока	Короткое замыкание на шинах 220 *кв*
Специально не регулируется	Выпрямитель	1370	1600
	Инвертор	1520	1820
Регулируется по $I_м$ и $I'_м$	Выпрямитель	1470	1800
	Инвертор	1610	1820
Регулируется по $\Delta\theta$ и $I'_м$	Выпрямитель	1480	—
	Инвертор	1620	1800

примыкающей к ней систем, по параметрам режима которой осуществляется такое регулирование. Здесь предполагается, что вторая система, примыкающая к электропередаче постоянного тока на другом ее конце, является бесконечно мощной. При конечной мощности этой системы необходимо учесть ее влияние на величину предела динамической устойчивости первой системы при специальном регулировании электропередачи постоянного тока. Если мощность этой системы сравнительно мала, то может оказаться ограниченным и сам диапазон возможного регулирования мощности передачи постоянного тока.

§ 58. Специальное регулирование электропередачи постоянного тока при конечной мощности соединяемых ею систем

Исследование динамической устойчивости при конечной мощности обеих соединяемых электропередачей постоянного тока систем было выполнено на электродинамической модели, схема которой показана на рис. 133. Приемная система электропередачи постоянного тока здесь моделирована двумя генераторами *МТГ* и *МГ3*, связанными между собой реактором *Р2*. Модельным турбогенератором *МТГ* моделированы приближенно электрические станции Донбасса, генератором *МГ3* — станции Днепровской системы. Реактором *Р2* моделирована линия электропередачи переменного тока Днепр—Донбасс. Нагрузка каждого генератора моделирована с помощью асинхронных двигателей и активных сопротивлений. Генератор *МТГ* оснащен регулятором скорости и регулятором возбуждения, позволяющим регулировать возбуждение по отклонению напряжения на зажимах генератора и по первой производной этого напряжения. Статизм генераторов приемной системы инвертора был равен 10%. Для компенсации реактивной мощности инвертора на его шинах через реактор L_p включена батарея конденсаторов *С*. Мощность этой батареи в пересчете к оригиналу равна 400 *Мвт*.

Волжская ГЭС им. XXII съезда КПСС в описанных ниже опытах моделирована более упрощенно, а именно, она заменена одним эквивалентным генератором *МГ1*. Возбуждение этого генератора регули-

ровалось по отклонению напряжения на его зажимах и по отклонению и по первой производной частоты этого напряжения. Остальные элементы модели не отличались от описанных выше в § 54. Регулирование электропередачи постоянного тока с помощью тока уставки регулятора тока осуществлялось по приращению тока $I_м$ линии электро-

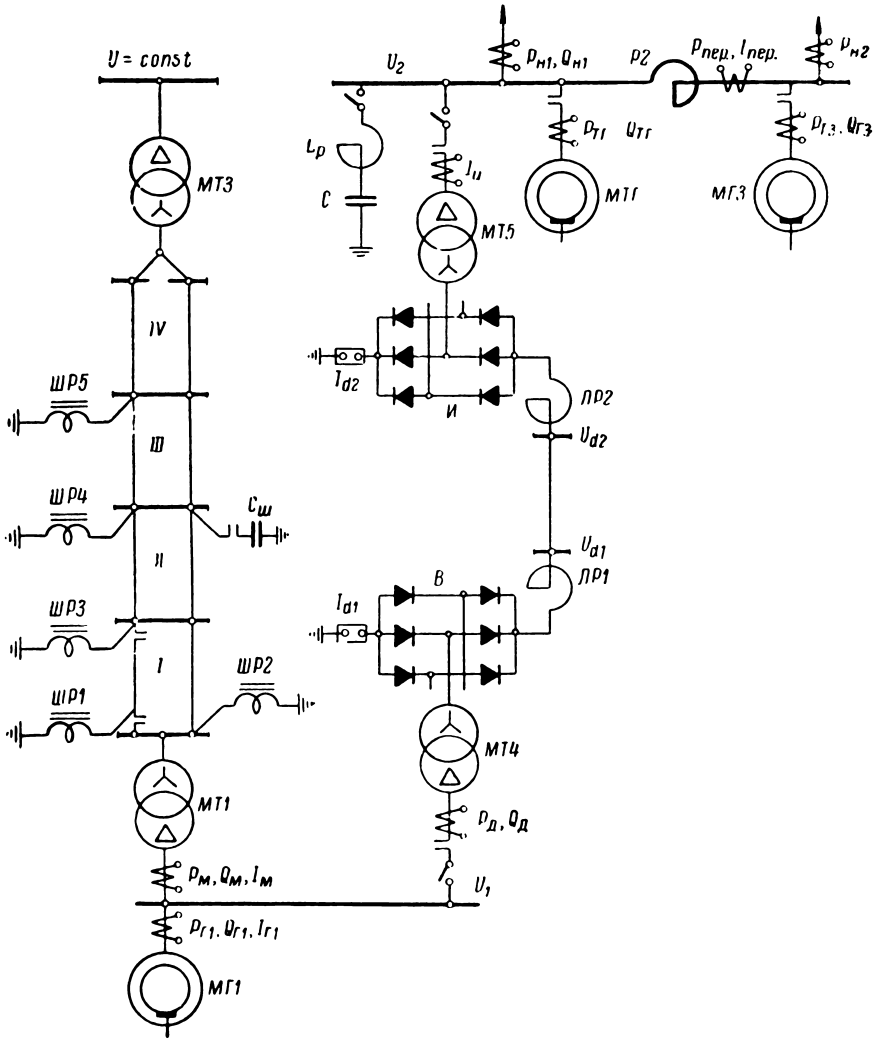


Рис. 133. Схема электродинамической модели.

передачи переменного тока сверх заданного значения и по первой производной этого тока. Для правильного действия регулятора при отключениях короткого замыкания вводилась также форсировка. Устройство форсировки обеспечивало двукратную перегрузку электропередачи постоянного тока. Начало форсировки запаздывало по отношению к моменту короткого замыкания на линии передачи переменного тока на 0.12 *сек*. Форсировка заканчивалась спустя 0.22 *сек*. после отключения короткого замыкания. Максимальная кратковременная нагрузка по току электропередачи постоянного тока здесь выбрана двукратной.

Длительная перегрузка электропередачи в послеаварийном режиме не превышала 25%.

Постоянная времени цепи уставки регулятора тока выпрямителя была равна 0.15 *сек*.

Компаундирующее устройство инвертора было настроено таким образом, чтобы угол погасания δ при нагрузках передачи, меньших номинальной, не превышал 20°, а при перегрузках увеличивался. Так как при этом увеличивался также угол зажигания α выпрямителя, то этим обеспечивалось быстродействие регулятора тока выпрямителя и надежность его работы при колебаниях напряжения в системах переменного тока в определенных пределах. Так как специальное регулирование приводит при любом направлении перетока мощности по линии передачи постоянного тока к толчкам мощности в системе переменного тока, то здесь рассмотрен только вариант перетока мощности от Волгограда в сторону Донбасса, как менее благоприятный для устойчивости линии электропередачи переменного тока Волгоград—Москва.

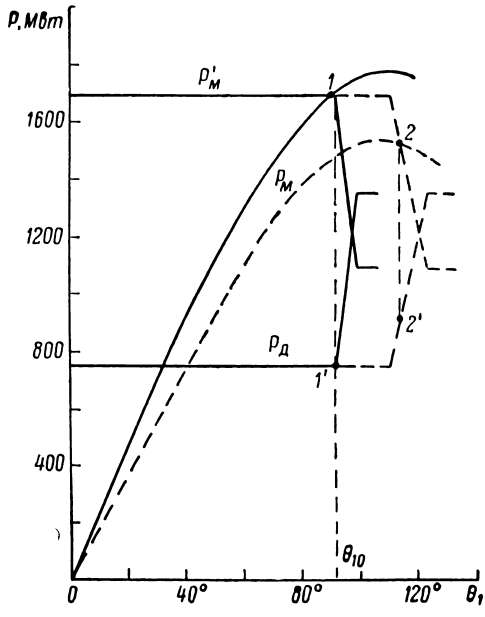


Рис. 134. Угловые характеристики мощности электропередачи переменного тока и примыкающего к ней выпрямителя электропередачи постоянного тока.

Пределы динамической устойчивости линии электропередачи переменного тока Волгоград—Москва определялись при трехфазных коротких замыканиях в конце первого участка этой линии. Длительность коротких замыканий была равна 0.27 *сек*. В послеаварийном режиме отключался первый (поврежденный) участок на одной из цепей линии. На рис. 134 изображены угловые характеристики мощности $P_м = f(\theta_1)$ электропередачи переменного тока Волгоград—Москва в нормальном и послеаварийном режиме соответствующие схеме модели, изображенной на рис. 133. Максимум мощности в нормальном режиме здесь равен 1780 *Мвт*, а в послеаварийном режиме 1525 *Мвт*. На рис. 134 показаны также зависимости мощности $P_д$ передачи постоянного тока от фазового угла θ_1 электропередачи переменного тока для нормального и послеаварийного режимов при оптимальной настройке регулятора передачи постоянного тока. Начальный фазовый угол, при котором вступало в действие специальное регулирование, равен 91°. При этом ток в линии передачи переменного тока равен $I_м = 2000$ *а*. В послеаварийном режиме сопротивление линии передачи переменного тока увеличивается и ток 2000 *а* достигается при угле $\theta_1 = 111°$. Следовательно, в послеаварийном режиме специальное регулирование начинает действовать при угле $\theta_1 = 111°$. Из-за увеличенного сопротивления линии в послеаварийном режиме наклон характеристики $P_д = f(\theta_1)$ уменьшается.

Пределы динамической устойчивости для различных вариантов регулирования и схем работы приведены в табл. 14. Для сопоставления в табл. 14 наряду со случаем специального регулирования электропередачи постоянного тока приведены также пределы динамической устойчивости без специального регулирования электропередачи постоянного тока.

Таблица 14

Пределы динамической устойчивости электропередачи переменного тока Волгоград—Москва, в *Мвт*

Условия работы		Ток уставки *РМТ*		
		0	0.5	1
Без передачи постоянного тока		1390	—	—
Работа передачи постоянного тока на систему бесконечной мощности.	Без специального регулирования	1260	1300	1390
	Со специальным регулированием	1600	1660	1690
Работа передачи постоянного тока со специальным регулированием на систему конечной мощности.	$P_{пер.} = 0$	1540	1580	1690
	$P_{пер.} > 0$	—	—	1650
	$P_{пер.} < 0$	—	—	1650

Пределы динамической устойчивости даны в табл. 14 для различных случаев регулирования инвертора: 1 — при токе уставки *РМТ*, соответствующем номинальному току передачи; 0.5 — при токе уставки, соответствующем половине номинального тока передачи и 0 — при отключенном *РМТ*. Из табл. 14 следует, что регулятор минимального тока увеличивает предел динамической устойчивости не только при нормальном регулировании (см. также § 55), но и при специальном регулировании электропередачи постоянного тока. Причем наибольший предел динамической устойчивости получается при токе уставки регулятора минимального тока, соответствующем номинальному току передачи.

При работе электропередачи постоянного тока на приемную систему конечной мощности предел динамической устойчивости, а также характер протекания переходного процесса в системах зависит от регулирования возбуждения генератора *МТГ*. При пропорциональном регулировании возбуждения (по отклонению напряжения генератора) в послеаварийном режиме во время максимальной нагрузки передачи постоянного тока на шинах генератора *МТГ* возникают колебания напряжения, вызывающие колебания выпрямленного тока и мощности электропередачи постоянного тока (рис. 135). Эти колебания несколько снижают предел динамической устойчивости. На рис. 135 и на следующем рисунке, кроме ранее встречавшихся величин, показаны: f — частота напряжения приемной системы инвертора, θ_3 — фазовый угол между синхронной э. д. с. генератора *МТГ* и напряжением Днепровской системы.

Введение регулирования возбуждения генератора *МТГ* по первой производной напряжения U_2 генератора приводит к стабилизации на-

пряжения на его шинах, а переходный процесс в передаче постоянного тока протекает так же, как и при ее работе на систему бесконечной мощности.

Переходный процесс в приемной системе инвертора зависит от перетока активной мощности $P_{пер.}$ между генераторами *МТГ* и *МГ3*. На рис. 136, *а* приведены осциллограммы переходного процесса при мощности $P_{пер.} = 0$ и при номинальном токе уставки *РМТ*. Предел

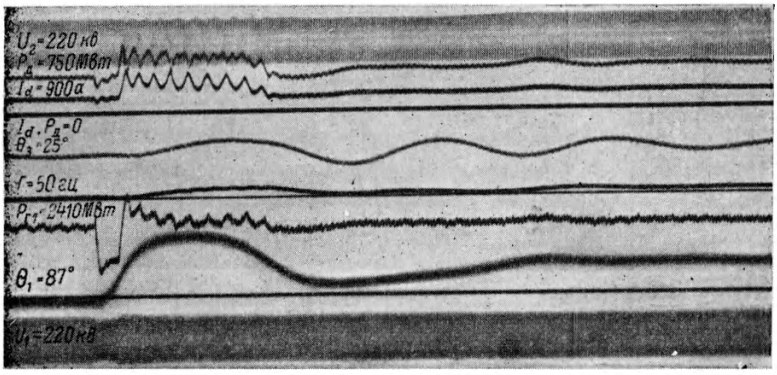


Рис. 135. Осциллограммы переходных процессов в системах, соединенных электропередачей постоянного тока, при пропорциональном регулировании возбуждения генераторов приемной системы инвертора.

динамической устойчивости в этом случае так же, как и при работе электропередачи постоянного тока на систему бесконечной мощности, равен 1690 *Мвт*, что на 11% превышает максимальное значение мощности электропередачи переменного тока Волгоград—Москва в послеаварийном режиме. Предел динамической устойчивости передачи переменного тока Волгоград—Москва за счет специального регулирования электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс повышается при этом более чем на 20%. Как видно из осциллограмм, показанных на рис. 136, во время короткого замыкания специальное регулирование еще не действует. В послеаварийном режиме выпрямленный ток в передаче возрастает вдвое. Так как с увеличением выпрямленного тока угол зажигания α выпрямителя увеличивается и, следовательно, среднее значение выпрямленного напряжения уменьшается, то мощность электропередачи постоянного тока возрастает только в 1.8 раза. Ротор генератора *МГ1* тормозится и фазовый угол θ_1 уменьшается до 114° в послеаварийном режиме. В послеаварийном режиме передача постоянного тока работает с перегрузкой на 23%, в результате чего частота приемной системы инвертора повышается до 50.05 *гц*.

По линии передачи переменного тока Волгоград—Москва в этом режиме передается практически максимальная мощность послеаварийного режима. Послеаварийному режиму соответствует точка *2* на ниспадающей части угловой характеристики мощности (рис. 134). Благодаря специальному регулированию электропередачи постоянного тока режим системы, соответствующий этой точке, является устойчивым.

Уменьшение угла θ_{10}, соответствующего точке излома характеристики $P_д = f(\theta_1)$, приводит к тому, что специальное регулирование начинает действовать уже в нормальном режиме. Это нежелательно, так как

для устранения колебаний в нормальном режиме требуется изменение коэффициента регулирования по первой производной тока $I_м$, выбранного для послеаварийного режима, и введение второй производной

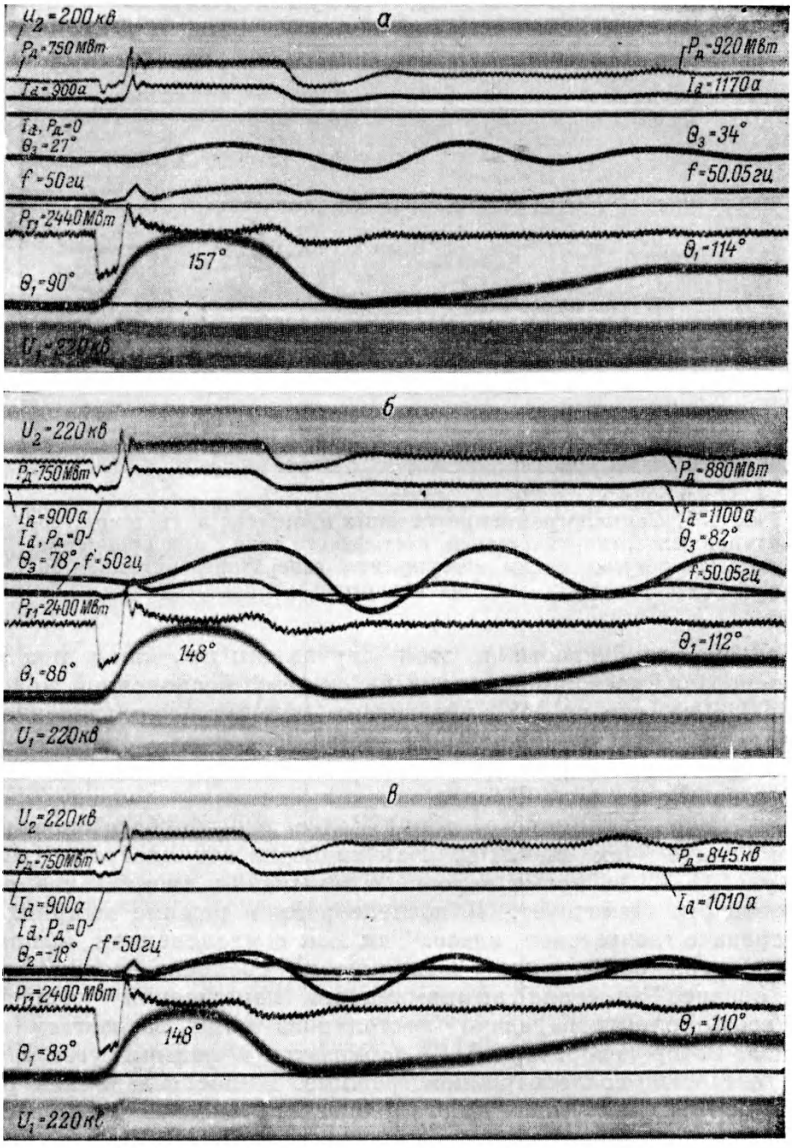


Рис. 136. Осциллограммы переходных процессов в системах, соединенных электропередачей постоянного тока, при разных перетоках мощности внутри приемной системы.
а — $P_{пер.}=0$; *б* — $P_{пер.}>0$; *в* — $P_{пер.}<0$.

тока $I_м$. При увеличении фазового угла θ_{10} в некотором интервале углов θ_1 предел динамической устойчивости системы не изменяется, а увеличивается лишь установившееся значение угла θ_1 в послеаварийном режиме. Так при $\theta_{10}=101°$ предел динамической устойчивости

равен по-прежнему 1690 *Мвт*, а фазовый угол θ_1 в послеаварийном режиме равен 129°. При дальнейшем увеличении угла θ_{10} предел динамической устойчивости начинает снижаться.

На рис. 136, *б* даны осциллограммы переходного процесса короткого замыкания при перетоке мощности из Донбасса в Днепровскую систему ($P_{\text{пер.}} > 0$), близком к пределу статической устойчивости линии передачи переменного тока Днепр—Донбасс. В послеаварийном режиме электропередача постоянного тока Волгоград—Донбасс перегружается на 120 *Мвт*, в результате чего частота в системе Юга возрастает до 50.05 *гц*. На электропередаче Днепр—Донбасс, работающей в этом случае вблизи предела статической устойчивости, возникают медленно затухающие колебания. При дальнейшем увеличении мощности $P_{\text{пер.}}$ в исходном режиме в результате короткого замыкания на линии передачи переменного тока Волгоград—Москва происходит нарушение синхронной работы генераторов *МТГ* и *МГЗ*. При увеличении мощности электропередачи Волгоград—Москва свыше 1650 *Мвт* та же авария приводит к нарушению синхронной связи по этой линии передачи. Таким образом, рис. 136, *б* иллюстрирует предельный режим обеих систем переменного тока, связанных электропередачей постоянного тока.

На рис. 136, *в* показан аналогичный переходный процесс при наибольшем перетоке мощности по линии передачи переменного тока Днепр—Донбасс в обратном направлении ($P_{\text{пер.}} < 0$). Предел динамической устойчивости электропередачи Волгоград—Москва в этом случае также равен 1650 *Мвт*.

Таким образом, при больших перетоках мощности в приемной системе электропередачи постоянного тока предел динамичекой устойчивости линии электропередачи переменного тока Волгоград—Москва при специальном регулировании электропередачи постоянного тока снижается на 2—3% по сравнению со случаем работы инвертора на систему бесконечной мощности.

Как показало экспериментальное исследование, кратковременные набросы мощности при специальном регулировании электропередачи постоянного тока для повышения устойчивости смежной линии передачи переменного тока практически не вызывают недопустимых отклонений режима в приемной системе, воспринимающей эти набросы мощности, когда мощность этой системы достаточно велика.

Таким образом, специальное регулирование электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока существенно повышает динамическую устойчивость системы. Динамическую устойчивость можно обеспечить даже в том случае, когда в исходном режиме по линии электропередачи переменного тока передается мощность, превышающая предел статической устойчивости в послеаварийном режиме.

Описанные в данной главе особенности работы электрической системы, содержащей электропередачу постоянного тока, исследованные на электродинамической модели, указывают на новые возможности повышения устойчивости энергосистем, которые появляются при регулировании преобразователей электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока. Комплексное решение задач выбора способов автоматического регулирования сложных электрических систем, содержащих линии электропередачи переменного и постоянного тока может значительно улучшить использование и повысить надежность работы таких систем.

Глава X

ОБ ОБЕСПЕЧЕНИИ НАДЕЖНОСТИ РАБОТЫ И ПОВЫШЕНИИ МОЩНОСТИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПОСТОЯННОГО ТОКА

§ 59. Общие вопросы обеспечения высокой надежности работы электропередач постоянного тока в энергосистемах и повышения их мощности

В первой главе было указано, что основной областью применения электропередач постоянного тока при создании единой энергетической системы СССР явятся электропередачи весьма большой протяженности и большой мощности. Столь ответственное место таких электропередач потребует обеспечения высокой надежности их работы.

Надежность работы такой сложной системы, какой является электропередача постоянного тока, определяется прежде всего надежностью всех ее основных элементов. Не менее существенным для достижения высокой надежности всей электропередачи в целом является правильный выбор схемы ее главной цепи, определяющей сочетание ее элементов и их взаимодействие, а также схем всех вспомогательных устройств автоматического управления, регулирования и защиты.

Следует иметь в виду, что при избранных схемах во многих случаях надежность может быть повышена путем больших затрат материалов, однако рациональный предел повышения надежности в этих случаях определяется экономическими соображениями. Так, например, увеличивая габариты опор и длину гирлянд изоляторов воздушной линии электропередачи при заданном напряжении, мы, естественно, достигнем более высокой надежности работы линии передачи, но это приведет к удорожанию линии.

В результате проведенных исследований в настоящее время есть основание принимать кратность внутренних перенапряжений, определяющих уровень изоляции линий электропередачи с высшими классами напряжений, для линий постоянного тока, равной 1.7, тогда как для линий электропередач переменного тока она принимается равной 2.5, хотя и ведутся работы по снижению последней величины. Эти значения определяют требуемые габариты опор и гирлянд изоляторов, при которых может быть достигнута достаточная надежность работы самой линии передачи. Выполненные исследования и расчеты показывают, что может быть обеспечена необходимая высокая надежность воздушной линии электропередачи постоянного тока при высокой ее экономичности.

Кабельные линии постоянного тока, хотя и могут быть осуществлены с обеспечением весьма высокой надежности их работы, однако в настоящее время они получаются весьма дорогими. Поэтому их применение оказывается целесообразным в специальных случаях — при преодолении водных преград, при прокладке в туннелях в горных условиях, при создании глубоких вводов в густонаселенные места и т. п.

Главное внимание должно быть привлечено к созданию надежных и экономичных концевых и промежуточных преобразовательных подстанций электропередач постоянного тока. Здесь прежде всего стоит вопрос о создании высоконадежных вентилей высокого напряжения и большой мощности. В этом направлении проведена уже значительная работа [24, 59], но она еще совершенно не достаточна для упомянутых в первой главе больших задач недалекого будущего. Однако способность вентилей восстанавливать свою работоспособность после ряда видов кратковременных нарушений их работы позволяет применить способы их группирования в каждом плече преобразователя, при которых надежность преобразователей в целом окажется много выше надежности отдельных вентилей. Ввиду важности этого способа для будущих мощных электропередач он будет отдельно рассмотрен в следующем параграфе. Там же будет показана возможность обеспечить большую мощность преобразователей.

Повышению надежности преобразователей в целом способствует также применение значительного количества включаемых последовательно мостов, так как при этом аварийное состояние одного моста незначительно нарушает нормальную работу всего преобразователя [24]. Многомостовые преобразователи позволяют применить главные трансформаторы приемлемой мощности в единице даже для весьма мощных электропередач постоянного тока. Так, например, при мощности передачи в 6000 *Мвт* и напряжении 1500 *кв* и при восьми мостах выпрямленное напряжение на каждом мосте будет 187.5 *кв* и мощность одного моста 750 *Мвт*. Вполне реально осуществление группы трех однофазных трансформаторов, питающих такой мост. Между первичными и вторичными обмотками трансформаторов, питающих мосты, имеется высокое постоянное напряжение, наибольшее для мостов, прилегающих к полюсам линии передачи. В нашем примере оно равно 656 *кв*. Линейное же напряжение на вторичных зажимах трансформаторов сравнительно невелико — оно равно 0.85 от выпрямленного напряжения одного моста. Поэтому подобные трансформаторы могут быть выполнены вполне надежными, во всяком случае не менее надежными, чем трансформаторы такой же мощности для линий электропередач переменного тока 750 *кв*.

Весьма серьезной является задача создания надежных и экономичных выключающих устройств постоянного тока высокого напряжения. Такие выключающие устройства будут необходимы при создании разветвленных электропередач постоянного тока. В этом направлении уже достигнуты известные результаты [16, 70]. Вместе с тем необходимо подчеркнуть, что функции выключателя в неразветвленных электропередачах постоянного тока полностью, а в разветвленных частично выполняют рабочие вентили преобразовательных подстанций и притом с гораздо большей надежностью, чем любые выключающие устройства.

Остальные элементы главной цепи преобразователей как то: устройства, сглаживающие пульсации выпрямленного тока, устройства для компенсации реактивной мощности, выключатели на стороне переменного тока — не вызывают сомнений в возможности их создания требуемой мощности при необходимой надежности, так как они по существу не отличаются от уже освоенных аналогичных устройств большой мощности для электропередач переменного тока.

Наряду с важностью обеспечения надежности отдельных элементов электропередачи и правильного их сочетания в главной цепи электропередачи большое значение в отношении достижения высокой надежности всей системы в целом имеют правильно организованные автоматическое управление, регулирование и защита. В этом отношении электропе-

редачи постоянного тока несомненно имеют существенное преимущество перед электропередачами переменного тока благодаря быстродействию и чрезвычайной гибкости сеточного управления вентилями. Сеточные устройства ограничивают и быстро прекращают аварийные токи, что резко уменьшает вероятность дальнейшего развития аварий и повреждения оборудования. Создается также возможность безотказных многократных автоматических повторных включений после аварий, что значительно повышает надежность работы энергетических систем, содержащих электропередачи постоянного тока. Такое же значение имеет и рассмотренное в восьмой и девятой главах специальное регулирование электропередачи постоянного тока по параметрам режима системы переменного тока, обеспечивающее повышение устойчивости генераторов переменного тока. Указанные функции системы сеточного управления и регулирования могут быть успешно осуществлены только при надежной и правильной работе самой системы сеточного управления и регулирования. Надежность работы системы сеточного управления зависит не только от надежности ее элементов, но также от правильных принципов построения системы управления.

Наконец, следует отметить, что двухполюсная линия электропередачи постоянного тока обладает большой надежностью вследствие возможности при повреждении одной полуцепи работать по другой полуцепи с возвратом тока через землю. В этом отношении одноцепная линия постоянного тока эквивалентна двухцепной переменного тока.

Все изложенное выше дает основание рассчитывать на достижение достаточно высокого уровня надежности будущих мощных электропередач постоянного тока и их благоприятного воздействия на обеспечение надежности работы связываемых ими энергетических систем.

Окончательное суждение о надежности работы передачи постоянного тока можно будет сделать только в процессе длительной эксплуатации реальных мощных электропередач. Введение в эксплуатацию первой в СССР мощной промышленной передачи постоянного тока Волгоград—Донбасс позволит накопить необходимый статистический материал о надежности электропередач такого рода и осуществить на его основе необходимые мероприятия. Наличие такого статистического материала необходимо также для разработки теории надежности подобного рода сложных систем.

§ 60. Обеспечение надежности работы преобразователей и повышение их мощности с помощью группового соединения вентилей

Идея предложенного и разработанного авторами настоящей монографии группового (последовательно-параллельного) соединения вентилей заключается в достижении такого результата, когда любой вид кратковременного аварийного состояния одного вентиля совершенно не сказывался бы на нормальной работе всей группы, т. е. не нарушал бы нормальной работы преобразователя. При этом будет обеспечена высокая надежность работы преобразователя при ограниченной надежности вентилей.

Последовательное соединение вентилей имеет целью снижение вероятности сквозного электрического пробоя всех вентилей цепочки. Если пробивается, т. е. не держит напряжения, один вентиль, то все напряжение принимают на себя вентили, соединенные с ним последовательно. При этом во многих случаях аварийное состояние вентиля оказывается кратковременным и по выходе из этого состояния вентиль вновь работает нормально, принимая на себя свою долю напряжения.

Параллельное соединение вентилей должно явиться радикальной мерой снижения вероятности полных, т. е. происходящих одновременно во всех соединенных параллельно вентилях, пропусков зажигания. Пропуски зажигания являются причиной серьезных аварий в преобразователях. В инверторе они приводят к опрокидыванию, а в выпрямителе — к нежелательному перераспределению напряжения между последовательно соединенными вентилями, которое способствует появлению сквозного обратного зажигания в вентилях всей цепочки. Если пропуск зажигания является кратковременным, то по выходе из аварийного состояния вентиль вновь работает нормально, принимая на себя свою долю тока.

Следует отметить, что групповое соединение вентилей, повышая надежность работы преобразователей, одновременно дает возможность повысить мощность преобразователей при заданных номинальных значениях тока и напряжения отдельных вентилей. Создание единичных вентилей на весьма большие токи и напряжения представляет большие трудности. Увеличение тока и напряжения в единичном вентиле выше некоторого предела приводит к весьма громоздким конструкциям, при которых затруднены изготовление, формовка, правильное охлаждение вентилей и их разборка при ремонте. В итоге надежность таких громоздких вентилей резко падает и возрастают их стоимость и затраты на эксплуатацию.

В передаче Волгоград—Донбасс один преобразовательный мост будет осуществлен по схеме группового соединения вентилей с целью выявления его эксплуатационных свойств для последующих более мощных электропередач постоянного тока.

В табл. 15 в первом столбце приведены для подстанции электропередачи Волгоград—Донбасс данные о числе и мощности мостов преобразователя, числе последовательно включенных и о числе параллельно включенных вентилей в каждом плече моста и об общем числе вентилей подстанции с учетом шунтирующих мост вентилей. Увеличение числа вентилей в упомянутом одном мосте, осуществленном по схеме группового соединения, в этом столбце не учтено. В табл. 15 указаны также средний ток и напряжение вентиля при нормальной работе передачи в номинальном режиме. В следующих столбцах таблицы приведены возможные варианты осуществления преобразовательных подстанций будущих мощных электропередач постоянного тока с использованием группового соединения вентилей на примере вероятных параметров одной цепи передачи Центральная Сибирь—Урал. Второй столбец показывает, что такие преобразователи могут быть выполнены уже с вентилями, близкими по току к вентилям передачи Волгоград—Донбасс. Увеличение числа вентилей при групповом соединении должно привести не к снижению, а к увеличению надежности работы преобразователя как целого. По-видимому, целесообразно идти и по пути использования группового соединения вентилей и по пути увеличения их единичной мощности, что отражено в таблице.

Важно отметить, что групповое соединение открывает перспективы применения запаянных вентилей, которые не могут быть выполнены на столь же высокие мощности, как разборные вентили. Переход на запаянные вентили с возможностью их отключения при работе преобразователя резко повысит эксплуатационные качества преобразовательных подстанций и приведет к снижению их стоимости.

Возможны два основных способа группового соединения вентилей: несколько вентилей соединяют последовательно в цепочки, которые включают между собой параллельно (рис. 137, *а*); вентили соединяют группами параллельно и из полученных групп составляют последовательную цепочку (рис. 137, *б*). Каждый из этих способов группового соединения имеет

Таблица 15

Варианты преобразовательных подстанций мощных электропередач постоянного тока

Элементы и параметры преобразователей	Электропередачи			
	Волгоград—Донбасс	Центральная Сибирь—Урал (одна цепь)		
Мощность электропередачи, *Мвт*	750	6000	6000	6000
Выпрямленное напряжение, *кв*	840	1500	1500	1500
Выпрямленный ток, *а*	900	4000	4000	4000
Число мостов	8	8	8	8
Мощность моста, *Мвт*	94	750	750	750
Число вентилей, включенных: последовательно	2	2	3	2
параллельно	1	4	2	2
Общее число вентилей	112	448	336	224
Напряжение вентиля, *кв*	52.5	100	62.5	100
Ток вентиля, *а*	300	333	667	667

свои достоинства и недостатки. При обратном зажигании одного из вентилей или при прямом его пробое в первом случае повышение напряжения на остальных вентилях происходит только в той цепочке, в которой находится данный вентиль. Во втором случае при этом повышаются напряжения на всех остальных последовательно включенных группах вентилей. Пропуск зажигания одного из вентилей в первом случае приводит к прекращению протекания тока по всей цепочке последовательно соединенных вентилей, и вся нагрузка приходится на другие параллельно с ней соединенные цепочки. Во втором случае перегружаются током только вентили, включенные параллельно с тем, в котором произошел пропуск зажигания. На выбор схемы группового соединения влияют и другие соображения, например, размещение вентилей на преобразовательной подстанции, возможность отключения поврежденных вентилей без перерыва работы преобразователя, способы подачи управляющих импульсов на сетки вентилей и т. д.

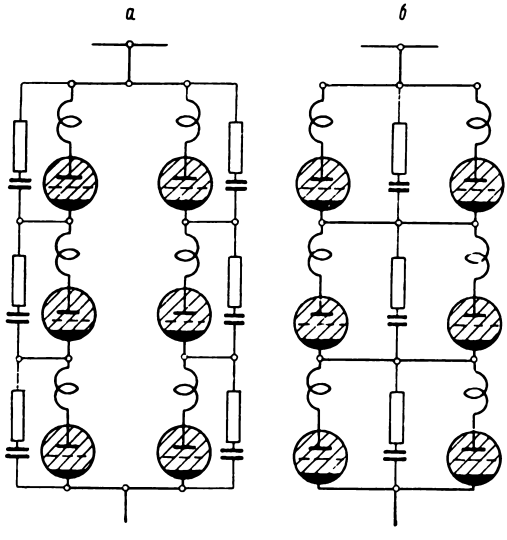


Рис. 137. Основные схемы группового соединения вентилей.

а — с несвязанными катодами; *б* — со связанными катодами.

Для равномерного деления тока между параллельно соединенными вентилями необходимо применять специальные делители тока, в качестве которых можно использовать индуктивные делители как со стальным сердечником, так и без сердечника. В последнем случае оказывается возможным совмещение в одних реакторах полностью или частично задач деления

тока и подавления высокочастотных колебаний. При этом реакторы включают в цепь анода каждого вентиля так, как это показано на рис. 137.

Основные требования, предъявляемые к анодным реакторам, предназначенным для деления тока, заключаются в следующем. Реакторы должны создавать дополнительное напряжение, достаточное для надежного зажигания параллельно соединенных вентилей. Они должны обеспечивать равномерное деление тока между параллельно соединенными вентилями как в нормальных режимах, так и при аварийных процессах. Вместе с тем включение в главную цепь тока анодных реакторов со значительной индуктивностью нежелательно, так как при этом замедляется процесс коммутации и возрастает потребляемая преобразователем реактивная мощность. Индуктивности всех анодных реакторов в схеме группового соединения вентилей одного плеча преобразователя при рассмотрении процессов в преобразователе можно заменить некоторой эквивалентной индуктивностью, входящей в контур коммутации. При пропуске зажигания, например, в одной из параллельно соединенных цепочек вентилей эквивалентная индуктивность в схеме группового соединения вентилей увеличивается. При этом увеличивается сопротивление контура коммутации, а, следовательно, и угол коммутации. В случае преобразователя, работающего в инверторном режиме, значительное увеличение угла коммутации может привести к его опрокидыванию. Это еще одно обстоятельство, указывающее на недопустимость применения анодных реакторов с большой индуктивностью. Если по условиям зажигания вентилей необходимо иметь анодные реакторы с большой начальной индуктивностью, то можно применить реакторы со стальным сердечником и нелинейной характеристикой. Исходя из этих соображений, можно правильно выбрать величину индуктивности анодных реакторов [20, 64].

Для равномерного распределения напряжения вдоль цепочки последовательно соединенных вентилей необходимо иметь делители напряжения. Деление напряжения осуществляют обычно при помощи цепей, состоящих из конденсаторов и сопротивлений, которые включают параллельно отдельным вентилям.

При групповом соединении вентилей весьма существенно обеспечить четкую работу системы сеточного управления. В частности, необходимо, чтобы последовательно соединенные вентили зажигались строго одновременно. Требование к одновременности зажигания параллельно соединенных вентилей не должно быть столь же жестким, однако при значительных задержках зажигания деление тока между параллельно работающими вентилями становится неравномерным.

Для иллюстрации основных свойств группового соединения вентилей опишем кратко результаты экспериментального исследования группового соединения вентилей в одном плече трехфазного мостового преобразователя на опытно-промышленной передаче постоянного тока Кашира—Москва [20]. Хотя осуществление группового соединения вентилей только в одном плече преобразователя не могло привести к повышению надежности работы всей передачи, однако оно дало возможность изучить основные вопросы, связанные с работой группы вентилей в плече моста.

Исследование распределения токов и напряжений в группе вентилей производилось как в нормальных режимах, так и при аварийных процессах. Для создания искусственных одиночных пропусков зажигания и пробоев отдельных вентилей были использованы специальные устройства. На рис. 138 приведены осциллограммы токов i' и i'' в параллельно соединенных вентилях в нормальном режиме. Разность падений напряжения

в параллельно соединенных вентилях не превышала 5 *в* и деление тока между параллельно соединенными вентилями было хорошим.

Исследование деления тока между параллельно соединенными вентилями в аварийных процессах производилось при однофазных и двухфазных опрокидываниях инвертора, так как при таких авариях токи в вентилях в несколько раз превосходят номинальные значения и время горения вентилей намного больше обычного. За это время может быть достигнута значительная разница токов в параллельно соединенных вентилях,

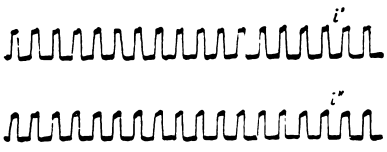


Рис. 138. Осциллограммы токов параллельно соединенных вентилей в нормальном режиме.

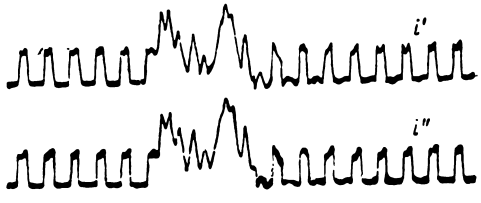


Рис. 139. Осциллограммы токов в параллельно соединенных вентилях при однофазном опрокидывании инвертора.

если параметры делителей тока выбраны неудачно. На осциллограммах, приведенных на рис. 139, зафиксированы анодные токи в вентилях при однофазном опрокидывании инвертора. Кратность тока опрокидывания достигла 2.6. За время совместного горения вентилей ($t=0.08$ *сек.*) разность их токов не превосходила 40 *а* при максимальных значениях токов в вентилях порядка 200 *а*. Подобные опыты повторялись несколько раз и давали практически совпадающие результаты.

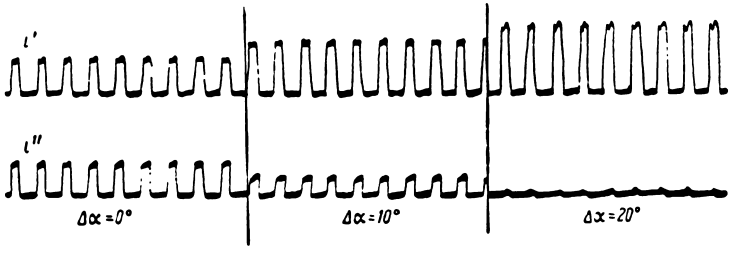


Рис. 140. Осциллограммы токов в параллельно соединенных вентилях при переводе тока с одного вентиля на другой.

Для исследования возможности плавного перевода тока с одного из параллельно соединенных вентилей на другой их цепи управления были переключены на питание от разных панелей управления, причем имелась возможность изменять момент подачи управляющих импульсов. Постепенное увеличение промежутка между моментами зажигания параллельно соединенных вентилей приводило к плавному перераспределению нагрузки между ними. Это иллюстрируется на рис. 140 осциллограммами токов в двух параллельно соединенных вентилях при различном запаздывании $\Delta\alpha$ зажигания одного из них.

Исследование работы параллельно соединенных вентилей при питании их цепей управления от отдельных панелей управления позволило выявить важное обстоятельство. Если один из параллельно соединенных вентилей зажигается на 1—2 электрических градуса позже другого, то ток делится

между ними примерно поровну, но как только управляющие импульсы начинают подаваться на оба параллельно соединенных вентиля строго одновременно, возникает неустойчивый режим их горения, сопровождающийся частыми перебросами тока с одного вентиля на другой. Подобные явления наблюдались в схеме и со связанными и с несвязанными катодами, однако ни разу не наблюдался одновременный пропуск зажигания в обоих параллельно соединенных вентилях. Из осциллограмм, приведенных на рис. 141, на которых изображены кривые токов вентилей в таком режиме, видно, что имеют место не только случаи полного переброса тока, но и задержки зажигания (неравномерное деление тока). Можно предположить, что причиной появления неустойчивых режимов горения параллельно соединенных вентилей являются быстрозатухающие высокочастотные колебания, возникающие в момент зажигания одного из параллельно соединенных вентилей от разряда емкостей оборудования и создающие отрицательные заряды на вставках (экранах) другого вентиля. Для демпфирования высокочастотных колебаний в схеме группового соединения вентилей необходимо правильно выбрать параметры делителя напряжения, согласовав их с величиной индуктивности анодных реакторов без стального сердечника и с величиной собственных емкостей оборудования. Опыт показал, что при демпфировании колебаний переброс тока с одного вентиля на другой прекращается.

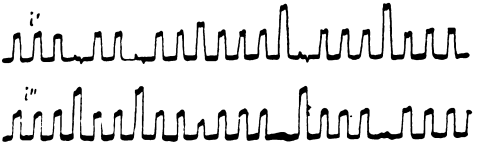


Рис. 141. Осциллограммы токов в параллельно соединенных вентилях при неустойчивой их работе.

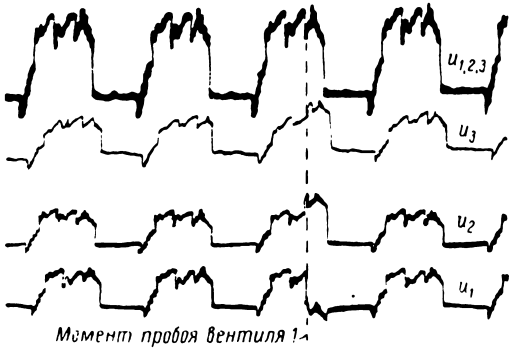


Рис. 142. Осциллограммы напряжений на вентилях при кратковременном пробое одного вентиля.

Распределение напряжения между последовательно соединенными вентилями в схеме группового соединения при кратковременной потере электрической прочности в одном из вентилей исследовалось с помощью имитации кратковременных пробоев одного из вентилей путем подачи в непроводящую часть периода зажигающего импульса от специального устройства. Длительная потеря электрической прочности одного из вентилей создавалась искусственно при помощи шунтирования его электродов тонкой проволокой, прикрепленной к концам изолирующих штанг. Как правило, после «пробоя» или замыкания накоротко отдельного вентиля его доля напряжения распределялась между оставшимися в работе вентилями, и преобразователь работал спокойно. Распределение напряжения по вентилям после «пробоя» вентиля показано на осциллограммах, приведенных на рис. 142.

Во время работы преобразователя в выпрямительном режиме была исследована возможность отключения разъединителем одной из параллельно соединенных цепочек вентилей. Отключение производилось при напряжении на вентилях около 200 *кв* и при среднем значении тока в отключаемой

цепочке около 15 *а*, что соответствовало току в линии передачи 90 *а*. При отключении цепи наблюдалась небольшая искра, а весь процесс длился около пяти периодов. Этот процесс зафиксирован на осциллограммах, показанных на рис. 143. По-видимому, возможно отключение разъединителем значительно бóльших токов в параллельно работающих вентилях. Действительно, в ту часть периода, когда по параллельно соединенным вентилям протекает ток, на них нет напряжения, способного вызвать дугу в разъединителе, а когда к запертым вентилям приложено высокое напряжение, мощная дуга в разъединителе не может возникнуть, так как нет тока. Это важно для разработки способа замены неисправных вентилей без отключения преобразователей. Установлено также, что с одной из па-

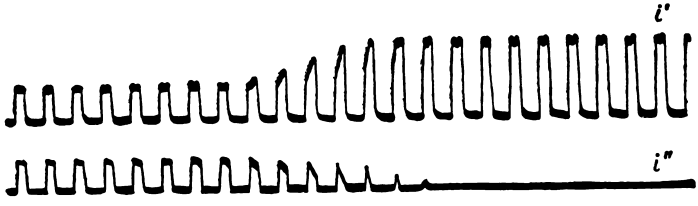


Рис. 143. Осциллограммы токов в параллельно соединенных вентилях при отключении одного вентиля разъединителем.

раллельно соединенных цепочек вентилей нагрузка может быть быстро снята путем отключения питания дуги нижнего возбуждения у одного из вентилей. После погасания дуги возбуждения вентиль не зажигается и весь ток в следующий период переходит на другую соединенную параллельно ей цепочку вентилей.

Способ повышения надежности работы преобразователей с помощью группового (последовательно-параллельного) соединения вентилей станет наиболее полноценным при наличии четко работающих указателей аварийных состояний отдельных вентилей и возможности отключения без остановки передачи вентилей, не выходящих длительно из аварийного состояния. Он станет еще более ценным, когда будет создана возможность замены пришедшего в негодность вентиля без отключения передачи. Именно групповое соединение вентилей открывает такие перспективы, имеющие исключительное значение для обеспечения высокой эксплуатационной надежности передачи постоянного тока.

§ 61. Дальнейшие научные исследования

Опыт и масштабы применения постоянного тока для передачи электрической энергии еще незначительны по сравнению с опытом и масштабами применения переменного тока. Поэтому, естественно, в области создания сверхмощных электропередач постоянного тока мы имеем еще значительное количество подлежащих дальнейшему исследованию научных задач.

Ждут своего решения физические и технические задачи, связанные с созданием надежных ионных вентилей весьма большой мощности, рассчитанных на максимальное значение тока до 2000—2500 *а* и на напряжение до 200 *кв*, а также с созданием мощных вентилей нового типа, например, полупроводниковых. Рассмотренный в предыдущем параграфе способ повышения надежности работы преобразователей с помощью группового

соединения вентилей должен быть тщательно изучен в реальных условиях эксплуатации, для чего и создается по такой схеме один мост на передаче Волгоград—Донбасс.

Должны быть развернуты теоретические и экспериментальные исследования, связанные с повышением напряжения будущих электропередач постоянного тока до 1500 *кв* и выше, включающие изучение коронного разряда, поведения изоляции, перенапряжений и защиты от них и обоснование уровней изоляции.

Большое внимание должно быть уделено разработке всех вопросов разветвленных и сложноконтурных электропередач постоянного тока. Это требует разработки экономичных и надежно действующих выключающих устройств постоянного тока большой мощности. Здесь возникает также большой комплекс задач по изучению устойчивости сложных объединенных передачами постоянного тока и передачами переменного тока энергетических систем. Разработка автоматического регулирования при этом должна быть подчинена достижению максимального технико-экономического эффекта работы таких объединений. Автоматическое управление должно удовлетворять реальным условиям работы таких систем. В частности, действие автоматического управления инвертора при коротких замыканиях в приемной энергосистеме должно отвечать реальным процессам с учетом того, что большинство коротких замыканий бывают несимметричными. Необходима разработка соответствующих принципов автоматического управления, регулирования и защиты.

Отмеченные выше интересные свойства инвертора с последовательно включенными конденсаторами, проявляющиеся в повышении устойчивости инвертора при аварийных процессах в приемной энергосистеме, могут быть реализованы только после детального изучения сложных нелинейных колебаний, возникающих в случае, если такой инвертор все же опрокинется, и, соответственно, после разработки мероприятий, защищающих систему от возникновения этих колебаний.

Технические решения должны сопровождаться глубокими экономическими исследованиями.

В области теоретических исследований стоят задачи дальнейшей разработки теории устойчивости сложных систем, теории преобразования тока, теории автоматического регулирования, теории надежности в применении к рассматриваемым вопросам.

Все эти многообразные задачи в настоящее время должны решаться на новом уровне с широким использованием современной быстродействующей вычислительной техники, а также с использованием последних достижений в области физики, химии, электроники, автоматики, металлургии. Новый уровень самой постановки задач определяется и тем, что с осуществлением первой мощной электропередачи постоянного тока Волгоград—Донбасс эти задачи переходят из стадии камеральных работ и экспериментальных исследований в лабораторных условиях и на опытной передаче сравнительно небольшой мощности в стадию накопления опыта работы весьма мощной передачи, сравнимой по масштабу с будущими сверхмощными передачами.

В заключение следует отметить, что ведущиеся сейчас активно поиски прямых способов преобразования тепловой и ядерной энергии в электромагнитную приводят, как правило, к получению постоянного тока. Решение этой проблемы приведет к коренному изменению путей генерирования электромагнитной энергии. При этом, естественно, возникнет задача создания подобных генерирующих устройств постоянного тока высокого напряжения, что позволит осуществлять от них электропередачи

постоянного тока без дополнительных преобразовательных устройств на отправном конце. Однако распределение электрической энергии останется в основном на переменном токе. Поэтому еще большее значение приобретет задача инвертирования постоянного тока в переменный и возрастет удельный вес инверторов в энергетических системах.

Перспективы создания таких новых высокоэффективных способов генерирования электромагнитной энергии постоянного тока подтверждают принципиальное положение, сформулированное в первой главе, что электропередачи постоянного тока высокого напряжения большой мощности должны стать существенными соединительными звеньями будущей единой энергетической системы.

ЛИТЕРАТУРА

Общие вопросы

1. Аксельрод М. М., В. М. Квятковский. Технико-экономические показатели передач постоянного тока и сопоставление с другими видами транспорта энергии. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.

2. Баудиш К. Передача энергии постоянным током высокого напряжения (перевод с нем. под ред. А. В. Поссе). Госэнергоиздат, М.—Л., 1958.

3. Болотов В. В. Области применения электропередач постоянного тока в энергетике СССР. В сб.: Развитие производительных сил Восточной Сибири. Энергетика, Изд. АН СССР, М., 1960.

4. Гершгорн А. И., С. С. Рокотян, П. Е. Сандлер. Сравнительная экономическая оценка передач постоянного и переменного тока. Электричество, 1958, № 5.

5. Глинтерник С. Р., А. В. Емельянов, Л. Р. Нейман, В. Г. Новицкий. Обеспечение надежности работы мощных ионных преобразователей в энергетических системах. Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, 1959, № 5.

6. Гройс Е. С. Требования к уровням изоляции передачи постоянного тока [Волгоград]—Донбасс. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

7. Гройс Е. С. Перспективы применения электропередач постоянного тока в СССР. Электричество, 1960, № 7.

8. Гройс Е. С., Д. Е. Кадомский. Внутренние перенапряжения в одномостовых преобразовательных подстанциях электропередачи постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 5, 1960.

9. Денисенко Г. П. Одновременная передача электрической энергии постоянным и переменным токами по общим линиям электропередач. Изд. Львовского университета, 1960.

10. Доливо-Добровольский М. О. О границах применения переменных токов для передачи энергии на большие расстояния. В сб.: М. О. Доливо-Добровольский. Избранные труды. Госэнергоиздат, М.—Л., 1948.

11. Каганов И. Л. Электронные и ионные преобразователи, ч. III. Госэнергоиздат, М.—Л., 1956.

12. Квятковский В. М. Совместная работа преобразователя с приемной энергосистемой простейшей структуры и компенсация реактивной мощности. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 1, 1957.

13. Климов Н. С. Многофазный преобразователь с ртутными вентилями, Вестник электропромышленности, 1958, № 10.

14. Ковальская О. Т., А. М. Лаврухин, Н. К. Никольский, Б. М. Рябов, Н. Н. Тиходеев. Сравнение потерь на корону на линиях передачи переменного и постоянного тока с одинаковыми расщепленными проводами. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.

15. Крайчик Ю. С., А. М. Пинцов. Параметры и схемы замещения воздушных линий передач постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 2, 1957.

16. Кукеков Г. А., П. Г. Сорокин. О гашении дуги в устройствах для отключения мощных цепей постоянного тока сверхвысокого напряжения. Электричество, 1953, № 10.

17. Луговой В. С. О перспективах применения электропередач постоянного тока в горных районах. Изв. АН Киргизской ССР, Серия естественных и технических наук, т. II, вып. 7, 1960.

18. Мелентьев Л. А., Л. Р. Нейман. Основные вопросы рациональной структуры топливно-энергетического баланса и построения единой энергетической системы СССР. Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6. Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.

19. Мельгунов Н. М. О перспективах применения электропередач постоянного тока в Советском Союзе. Электричество, 1957, № 2. (Дискуссия по статье. Электричество, 1957, № 9—12; 1958, № 1—2).

20. Нейман Л. Р., С. Р. Глинтерник, А. В. Емельянов, Н. А. Шипулина. Групповое соединение вентилей как метод повышения надежности работы мощных преобразователей. Электричество, 1956, № 6.

21. Нейман Л. Р., В. П. Пименов. Значение передачи электроэнергии постоянным током в развитии энергетических систем. В сб.: Энергетика. Материалы юбилейного совещания, посвященного 250-летию Ленинграда. Госэнергоиздат, М.—Л., 1957.

22. Нейман Л. Р., В. В. Болотов, Л. А. Мелентьев, С. Р. Глинтерник, В. С. Равдоник. О перспективах применения электропередач постоянного тока в Советском Союзе (выступление в дискуссии). Электричество, 1958, № 7.

23. Нейман Л. Р. Принципиальные положения построения электрической сети единой энергетической системы и связанные с ними научные задачи. Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, 1960, № 5.

24. Нейман Л. Р., А. В. Поссе, Н. Н. Щедрин. Технические характеристики электропередач постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.

25. Нейман Л. Р. Основные вопросы создания электропередач переменного и постоянного тока в ЕЭС СССР и, в частности, в высокогорных районах. В сб.: Проблемы высокогорной электротехники. Изд. АН Киргизской ССР, Фрунзе, 1961.

26. Нейман Л. Р. (под редакцией). Передача энергии постоянного тока высокого напряжения на дальние расстояния. Энергетическая промышленность, ВИНИТИ, М., 1958.

27. Некрасов А. М., Е. С. Гройс, М. Л. Зеликин, В. Е. Турецкий, Э. А. Манькин. Электропередача постоянного тока [Волгоград]—Донбасс. Электричество, 1957, № 9.

28. Некрасов А. М., М. Р. Сонин. Опыт передачи электроэнергии постоянным током высокого напряжения. Электрические станции, 1955, № 7.

29. Пименов В. П., М. Р. Сонин. Электропередача постоянного тока высокого напряжения. Электричество, 1955, № 7.

30. Пименов В. П., А. В. Поссе, А. М. Рейдер, С. С. Рокотян, В. Е. Турецкий. Электропередача постоянного тока [Волгоград]—Донбасс. Электрические станции, 1956, № 11.

31. Попков В. И. Теория биполярной короны на проводах. Изв. АН СССР, ОТН, 1948, № 4.

32. Поссе А. В., А. М. Рейдер. К вопросу о применении последовательного включения вентильных мостов и вентилей в схеме передачи постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

33. Ривкин Г. А. Преобразователи большой мощности. Госэнергоиздат, М.—Л., 1959.

34. Синьков В. М. Применение выпрямительно-инверторных установок в электрических системах. Сб. научн. тр. Куйбышевского индустриального института, вып. 6, 1956.

35. Сонин М. Р. Итоги работы преобразовательных подстанций опытной передачи постоянного тока Кашира—Москва и стенда испытаний мощных вентилей при инверторной подстанции. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н.-техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.

36. Турецкий В. Е., Электропередача [Волгоград] — Донбасс. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н.-техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.

37. Червоненкис Я. М. Передача энергии постоянным током. Изд. АН СССР, М.—Л., 1948.

38. Червоненкис Я. М. Передача электроэнергии постоянным током высокого напряжения (обзор). Новости зарубежной энергетики. Госэнергоиздат, М.—Л., 1955.

39. Червоненкис Я. М. Передача небольших и средних мощностей постоянным током на дальние расстояния. Изд. МКХ РСФСР, М., 1958.

40. Чернышев М. А. Инвертирование тока на тяговых подстанциях. Трансжелдориздат, М., 1950.

41. Шателен М. А. Русские электротехники XIX века. Госэнергоиздат, М.—Л., 1955.

42. Шляпошников Б. М. Игнитронные выпрямители для тяговых подстанций железных дорог. Трансжелдориздат, М., 1947.

43. Шляпошников Б. М., А. В. Поссе. Работа ионных преобразователей при несинусоидальном напряжении переменного тока. Электричество, 1952, № 3.
44. Щедрин Н. Н. Токи короткого замыкания высоковольтных систем. ОНТИ, Л.—М., 1935.
45. Egginton J. L. D. C. power transmission, VI, Planning and economics. Electr. J., 1960, 164, № 19.
46. Engstrom Gunnar. D. C. power transmission, V, Operation and control. Electr. J., 1960, 164, № 15.
47. Feinberg R. D. C. power transmission, III, Rectifiers and inverters. Electr. J., 1960, 164, № 5.
48. First D. C. transmission in Japan inaugurated between Takashima and Takero in Kyusyu. Electr. Japan, 1958, 4, № 2.
49. Geijer G. von, Satisfactory operating experience on the Sweden—Gotland link. Direct Current, 1960, 5, № 2.
50. Lamm U. The Gotland Scheme and H. V. D. C. Developments in Sweden. Direct Current, 1953, 1, № 7.
51. Lamm U. Highvoltage D. C. power transmission. ASEA Journal, 1960, 33, № 9.
52. Lane F. J., B. G. Rathsman, U. Lamm, K. S. Smedsfelt. Comparison of transmission costs for high voltage A. C. and D. C. systems. Direct Current, 1953, 3, № 1.
53. Liden I. The design of the d. c. connection across the English Channel. ASEA Journal, 1958, 31, № 6.
54. Prigent H., J. Cladé. Les principes des fonctionnement des transports d'énergie en courant continu à haute tension. Rev. gén. électr., 1960, 69, № 5.
55. Report on the possibilities of interconnecting the islands of New Zealand. Current, 1960, 5, № 1.
56. Teylor E. Openshaw. D. C. power transmission, II, Basic principles. Electr. J., 1960, 164, № 1.
57. Williams A. L. D. C. power transmission, IV, Transmission circuits. Electr. J., 1960, 164, № 10.

Оборудование электропередач постоянного тока и электродинамические модели

58. Берлин Е. М. Регулятор тока для передачи энергии постоянным током высокого напряжения. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.
59. Бутаев Ф. И., Н. С. Климов, М. Ф. Костров, А. А. Сакович. Мощный высоковольтный вентиль. Электричество, 1958, № 5.
60. Бутаев Ф. И. Высоковольтные вентили для передачи энергии постоянным током [Волгоград]—Донбасс. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н.-техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.
61. Важнов А. И., Ю. А. Розовский, П. З. Салита. Электродинамическая модель энергосистем. Госэнергоиздат, М.—Л., 1961.
62. Герценберг Г. Р. Автоматический регулятор напряжения для гидрогенераторов с ионной системой возбуждения Волжской ГЭС имени В. И. Ленина. Вестник электропромышленности, 1961, № 6.
63. Гройс Е. С. Преобразователи электропередачи постоянного тока [Волгоград]—Донбасс. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н-.техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.
64. Емельянов А. В. Использование анодных реакторов для деления тока между параллельно соединенными вентилями. Изв. вузов, Энергетика, 1958, № 12.
65. Емельянов А. В. Исследование схем работы вентилей на линиях передачи постоянного тока. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н-.техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.
66. Емельянов В. И., В. А. Иванченко, А. Я. Озол. Мощный высоковольтный вентиль с несекционированным анодным узлом. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.
67. Емельянов В. И. Разработка вентилей для линий электропередачи постоянного тока. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н.-техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.
68. Кадомский Д. Е. Исследование высоковольтных вентилей. В сб.: Преобразовательная техника. Материалы н.-техн. совещания, ЦИНТИ, М., 1960.
69. Костенко М. П. (под редакцией). Электродинамическое моделирование энергетических систем. Изд. АН СССР, М —Л., 1959.

70. Кукеков Г. А., П. Г. Сорокин, Н А. Шипулина. Отключающее устройство для линий постоянного тока высокого напряжения. Электричество, 1959, № 3.

71. Манькин Э. А. Перспективы построения трансформаторов предельных мощностей и напряжений для передач постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.

72. Мелик-Саркисов Б. С. Защита электропередачи постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 2, 1957.

73. Нейман Л. Р., Г. Е. Бурцева, С. Р. Глинтерник. Модель электропередачи постоянного тока Энергетической лаборатории им. М. А. Шателена. Электроэнергетика, вып. I. Изд. АН СССР, М., 1959.

74. Рейдер А. М. Компаундирующее устройство инвертора передачи Кашира—Москва. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 2, 1957.

75. Смирнов Г. В. Корректор к компаундирующему устройству. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 6, 1960.

76. Шехтман М. Г., Н. А. Шипулина. Собственные параметры оборудования преобразовательных подстанций передачи постоянного тока Кашира—Москва. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

77. Шипилло В. П. Системы сеточного управления ртутными выпрямителями для автоматических электроприводов. Госэнергоиздат, М.—Л., 1961.

78. Ширяев В. И. Система сеточного управления передачи постоянного тока Кашира—Москва. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

Электромагнитные процессы в преобразователях

79. Акодис М. М. Регулирование скорости нарастания обратного напряжения выпрямителей выпрямительно-инверторной установки. Электричество, 1952, № 10.

80. Акодис М. М. Влияние емкостей ионных преобразователей на погасание вентилей. Электричество, 1953, № 9.

81. Булгаков А. А. К расчету переходных процессов в цепях с управляемыми выпрямителями. Электричество, 1953, № 4.

82. Глебов И. А. Системы возбуждения синхронных генераторов с управляемыми преобразователями. Изд. АН СССР, М.—Л., 1960.

83. Глинтерник С. Р. Расчет электромагнитных процессов в ионных преобразователях. Электричество, 1957, № 5.

84. Глинтерник С. Р. Упрощенный расчет установившихся режимов ионного преобразователя с конденсаторами в его главной цепи. Изв. вузов, Энергетика, 1958, № 12.

85. Глинтерник С. Р., В. Г. Новицкий. Расчет энергетических характеристик трехфазного мостового преобразователя. Научн.-информ. бюллетень ЛПИ им. М. И. Калинина, 1959, № 7.

86. Глинтерник С. Р. Диаграммы для определения угла коммутации трехфазного мостового преобразователя. Электричество, 1960, № 7.

87. Глинтерник С. Р. Приближенный метод расчета электрических цепей с ионными преобразователями. Электроэнергетика, вып. 3, Изд. АН СССР, М., 1961.

88. Глинтерник С. Р., В. В. Кичаев, В. Г. Новицкий. Характеристики электропередачи постоянного тока как элемента энергосистемы переменного тока. Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6, Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.

89. Глязер А., К. Мюллер-Любек. Теория электронных и ионных преобразователей тока. Трансжелдориздат, М., 1938.

90. Емельянов А. В., В. М. Синьков. Выпрямленное напряжение при двухполюсном замыкании в цепи питания схемы Ларионова. Электричество, 1952, № 12.

91. Емельянов А. В. Особенности работы мощных преобразователей при однофазных коротких замыканиях в системе переменного тока. Электроэнергетика, вып. 2, Изд. АН СССР, М., 1960.

92. Емельянов А. В. Работа мощных преобразователей при несимметрии питающей системы. Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6, Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.

93. Емельянов В. И. Электромагнитные процессы в трехфазной мостовой схеме. Канд. дисс., ЛПИ им. М. И. Калинина, 1947.

94. Каганов И. Л. Инвертирование постоянного тока в трехфазный. Госэнергоиздат, М.—Л., 1941.

95. Казачков Л. П., В. А. Климов, Г. П. Поляк. Расчет электрической системы с передачей постоянного тока на расчетном столе. Электричество, 1960, № 9.

96. Ковалевская Я. П. Обратные зажигания при последовательном соединении вентилей. Электричество, 1951, № 7.

97. Костенко М. П., Л. Р. Нейман. Электромагнитные процессы в мощных выпрямителях и их связь с параметрами энергоснабжающей системы. Электричество, 1947, № 1.

98. Костенко М. П., Л. Р. Нейман, Г. П. Блавдзевич. Электромагнитные процессы в системах с мощными выпрямительными установками. Изд. АН СССР, М.—Л., 1946.

99. Круг К. А. Электромагнитные процессы в установках с управляемыми ртутными выпрямителями. ОНТИ, М.—Л., 1935.

100. Лешуков Н. Д. Демпфирование колебаний напряжения на воздушных линиях передач постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

101. Мосткова Г. П. Пусковые и аварийные режимы выпрямительных установок с насыщающимися реакторами. Канд. дисс., М., 1954.

102. Нейман Л. Р., С. Р. Глинтерник, А. В. Емельянов. Методы анализа электрических цепей с нелинейными элементами, обладающими кусочно-линейными характеристиками, Сб. докладов Всесоюзной межвузовской конференции по теории и методам расчета нелинейных электрических цепей. Ташкент, 1960, № 1.

103. Пименов В. П., А. В. Поссе. Опрокидывание инвертора. Электричество, 1956, № 6.

104. Пинцов А. М. Расчет гармоник выпрямленного тока и напряжения. Электричество, 1956, № 12.

105. Пинцов А. М., Ю. С. Крайчик, Д. Г. Власов. Работа трехфазного мостового выпрямителя при питании его несимметричной системой э. д. с., Электричество, 1959, № 1.

106. Поссе А. В. Коммутационные процессы при работе трехфазной мостовой схемы в переходных режимах. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 1, 1957.

107. Размадзе Ш. М. Электромагнитные процессы в системах с мощными преобразовательными установками. Изд. Грузинского политехнического института им. В. И. Ленина, Тбилиси, 1960.

108. Толстов Ю. Г. Электромагнитные процессы в выпрямительных установках с нелинейными анодными дросселями. Изв. АН СССР, ОТН, 1950, № 2.

109. Толстов Ю. Г. Применение насыщающихся дросселей в установках для передачи энергии постоянным током. Изд. АН СССР, М., 1951.

110. Утевский А. М. Токораспределение в обмотках трансформаторов для ртутных выпрямителей при аварийных режимах. Электричество, 1937, № 20.

111. Утевский А. М. Электромагнитные процессы при аварийных режимах выпрямительных агрегатов (короткие замыкания и обратные зажигания). Изв. АН СССР, ОТН, 1949, № 2.

112. Утевский А. М. К вопросу о методике исследования электромагнитных процессов в преобразовательных установках. Изв. АН СССР, ОТН, 1953, № 3.

113. Файнштейн Э. Г. Учет выпрямительной нагрузки при расчетах несимметричных режимов в энергосистемах. Тр. Института энергетики АН Узб.ССР, вып. 6, 1951.

114. Шехтман М. Г. Работа генератора на выпрямительную нагрузку. Тр. Ленингр. индустр. инст., № 3, 1940.

115. Шехтман М. Г. Демпфирование колебаний анодного напряжения после погасания вентилей преобразователей. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

116. Шехтман М. Г. Режимы работы и внешние характеристики двенадцатифазной каскадно-мостовой схемы преобразователя. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 5, 1960.

117. Червоненкис Я. М. Передача энергии постоянного тока с улучшенной характеристикой. Электричество, 1945, № 3.

118. Щербаков В. К., А. Т. Путилова. Минимально-допустимые остаточные напряжения на шинах инверторной подстанции при коротких замыканиях в трехфазной сети. Изв. ТПИ, т. 70, вып. 2, Томск, 1951.

119. Adamson Colin and N. G. Hingorani. High Voltage Direct Current Power Transmission. London, 1960.

120. Dallenbach W. und E. Gerecke. Die Strom und Spannungsverhaltnisse der Grossgleichrichter. Arch. f. Elektrotechn, 1924, t. XIV.

Компенсация реактивной мощности преобразователей

121. Бахаревский В. П., А. М. Утевский. Исследование схемы двухступенчатой искусственной коммутации инвертора. Изв. АН СССР, ОТН, 1956, № 3.

122. Веников В. А., А. Н. Цовьянов, В. В. Худяков. Применение управляемых конденсаторов и реакторов для улучшения устойчивости электрических систем. Вестник электропромышленности, 1957, № 10.

123. Глинтерник С. Р., В. П. Кононов, Л. Р. Нейман. Влияние параллельно включенных конденсаторов на режим работы инвертора. Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, 1959, № 6.

124. Глинтерник С. Р. Расчет установившихся режимов двухмостового преобразователя с параллельно включенными конденсаторами. Изв. АН СССР, Энергетика и автоматика, 1960, № 5.

125. Глинтерник С. Р. Электромагнитные процессы в ионном преобразователе с последовательно включенными конденсаторами. Тр. ЛПИ им. М. И. Калинина, № 209, Электромашиностроение, Л., 1960.

126. Глинтерник С. Р. Электромагнитные процессы в двухмостовом преобразователе с последовательно включенными конденсаторами. Электроэнергетика, вып. 2, Изд. АН СССР, М., 1960.

127. Енин В. Г. Основные характеристики инвертора с искусственной коммутацией при передаче энергии постоянным током высокого напряжения. Канд. дисс., Львов, 1955.

128. Квятковский В. М. Компенсация реактивной мощности инверторной подстанции передачи постоянного тока. Электрические станции, 1958, № 11.

129. Квятковский В. М. Переходные процессы в инверторной преобразовательной схеме при различных способах компенсации реактивной мощности. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 4, 1959.

130. Костенко М. П., Д. А. Завалишин, И. А. Глебов. О регулировании реактивной мощности при помощи управляемых вентилей. Вестник электропромышленности, 1957, № 12.

131. Максаков М. М. Исследование мостовой схемы с одноступенчатой коммутацией при включении конденсаторов в цепь переменного тока инвертора. Канд. дисс., Новосибирск, 1951.

132. Мельгунов Н. М. Схемы с конденсаторным присоединением мостовых преобразователей электропередач постоянного тока. Изв. АН СССР, 1957, № 6.

133. Мельгунов Н. М. Основные особенности схемы с конденсаторным присоединением мостовых преобразователей в электропередачах постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

134. Нейман Л. Р., С. Р. Глинтерник. Повышение устойчивости инвертора путем последовательного включения конденсаторов со стороны энергосистемы. Тр. межвузовской н.-техн. конференции по дальним электропередачам, май 1956, секция 1, энергетика. Изд. ЛПИ им. М. И. Калинина, Л., 1958.

135. Нейман Л. Р., С. Р. Глинтерник, Г. Е. Бурцева. Последовательное включение конденсаторов для повышения устойчивости инвертора. В сб.: Проблемы энергетики. Изд. АН СССР, М., 1959.

136. Чиженко И. М. Двухмостовой преобразователь электрического тока с коммутирующим устройством. Изв. вузов, Энергетика, 1958, № 4.

137. Чиженко И. М. Двухмостовой преобразователь электрического тока с двумя группами коммутирующих конденсаторов. Изв. вузов, Энергетика, 1959, № 1.

138. Шипулина Н. А. Исследование мостовых схем с последовательным включением конденсаторов в схемных обмотках трансформатора. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 3, 1958.

139. Busemann F. Practical reactive power requirements of H. V. D. C. invertors with natural commutation. Direct Current, 1952, 1, № 2.

140. Busemann F. Aufwand für die Blindleistung von Wechselrichterschaltungen fur die Gleichstrom-Hochspannungsubertragung. ETZ, Ausgabe A, Okt., H. 19, 1954.

141. Busemann F. Economic supply of reactive power fon H. V. D. C. invertor station. Direct Current, 1954, 2, № 1.

142. Hibbard I. J., Bliss T. J. Series capasitors applied to power rectifiers. Applic. and Ind., 1960, № 48.

Устойчивость систем, содержащих электропередачу постоянного тока

143. Берлин Е. М. Устойчивость системы регулирования передачи постоянного тока при использовании нового безлампового регулятора тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 1, 1957.

144. Берлин Е. М. Повышение устойчивости системы регулирования передачи постоянного тока путем изменения закона компаундирования инвертора, Изв. НИИ постоянного тока, сб. 7, 1961.

145. Богоявленская Л. Н., Э. Е. Остроумов, Л. П. Снитко. Исследование устойчивости электропередачи [Волгоград] — Москва. Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6, Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.

146. Веников В. А. Электромеханические переходные процессы в электрических системах. Госэнергоиздат, М.—Л., 1958.

147. Веников В. А., Г. Р. Герценберг, М. П. Костенко, Л. Р. Нейман, С. А. Совалов, Н. И. Соколов. Сильное регулирование в электрических системах. Электрические станции, 1960, № 6.

148. Герценберг Г. Р., В. Е. Каштелян, М. П. Костенко, Л. Р. Нейман, Н. С. Сирый. Сильное регулирование возбуждения и новые вопросы устойчивости электроэнергетических систем. Доклад на I Международном конгрессе ИФАК по автоматическому управлению, III, 54, М., 1960.

149. Герценберг Г. Р., С. Р. Глинтерник, В. Е. Каштелян, В. В. Кичаев, В. Г. Новицкий, Н. С. Сирый. Исследование параллельной работы генераторов электростанций на две энергосистемы через линии электропередачи переменного и постоянного тока. Сб. работ по вопросам электромеханики, вып. 6. Изд. АН СССР, М.—Л., 1961.

150. Горев А. А. Избранные труды по вопросам устойчивости электрических систем. Госэнергоиздат, М.—Л., 1960.

151. Жданов П. С. Устойчивость электрических систем. Госэнергоиздат, М.—Л., 1948.

152. Квятковский В. М., Н. М. Мельгунов. Статическая устойчивость передачи постоянного тока при работе на приемную энергосистему сопоставимой мощности. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 7, 1961.

153. Коган Б. Я. Электронные моделирующие устройства и их применение для исследования систем регулирования. Физматгиз, М., 1959.

154. Лукутин В. А. Расчет динамической устойчивости электрических систем с мощными преобразовательными установками. Изв. ТПИ, т. 94, Томск, 1958.

155. Новицкий В. Г. Влияние электропередачи постоянного тока на статическую устойчивость энергосистемы. Изв. АН СССР, ОТН, Энергетика и автоматика, 1961, № 1.

156. Новицкий В. Г. Повышение статической устойчивости системы путем регулирования электропередачи постоянного тока. Электричество, 1961, № 6.

157. Поляк Г. И., П. З. Салита. К вопросу об использовании передачи постоянного тока для повышения устойчивости. Электричество, 1958, № 5.

158. Поляк Г. И. Использование передачи постоянного тока для повышения устойчивости смежной передачи переменного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 4, 1959.

159. Поляк Г. И. Расчет установившихся режимов и статической устойчивости электрической системы, содержащей передачу постоянного тока. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 5, 1960.

160. Попов Е. П. Динамика систем автоматического регулирования. Гостехиздат, М., 1954.

161. Рейдер А. М. Анализ устойчивости системы регулирования передачи постоянного тока Кашира—Москва. Изв. НИИ постоянного тока, сб. 1, 1957.

162. Федорова И. А. Влияние мощной ртутно-выпрямительной нагрузки на устойчивость системы. Электричество, 1949, № 12.

163. Федорова И. А. Влияние некоторых видов местной нагрузки на устойчивость дальних электропередач. Электричество, 1954, № 4.

164. Щедрин Н. Н. Элементы теории преобразования постоянного тока в переменный с естественной коммутацией, при очень большом числе анодных фаз. Тр. Института энергетики АН Узб.ССР, вып. 6, Ташкент, 1951.

165. Щербаков В. К., А. Г. Путилова. К вопросу совместной работы сети переменного и электропередачи постоянного тока при нормальных режимах. Тр. транспортно-энергетического института, Новосибирск, вып. 6, 1956.

166. Miyamoto S. and K. Nagai. The Stability and Frequency Variation of Tree-phase Networks with Invertors and Synchronous Machines. Direct Current, 1955, 2, № 4.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Стр.

Предисловие. 3

Глава I. *Перспективы применения электропередач постоянного тока при развитии энергетических систем и научные задачи* 5

§ 1. Области применения электропередач постоянного тока в единой энергетической системе 5
§ 2. Основные технические характеристики электропередач постоянного тока как элементов энергосистем 8
§ 3. Научные задачи в области совместной работы электропередач постоянного тока и энергетических систем переменного тока 11

Глава II. *Режимы работы преобразователей электропередачи постоянного тока* 13

§ 4. Принципиальная схема неразветвленной электропередачи постоянного тока 14
§ 5. Исходные положения и особенности анализа электромагнитных процессов в ионных преобразователях 15
§ 6. Уравнения токов и напряжений 18
§ 7. Режимы работы управляемого двухмостового преобразователя 36
§ 8. Внешние характеристики управляемого двухмостового преобразователя 50
§ 9. Режимы работы и внешние характеристики управляемого одномостового преобразователя 52
§ 10. Об эквивалентности одномостового преобразователя двухмостовому . . 66

Глава III. *Компенсация реактивной мощности преобразователей электропередачи постоянного тока путем параллельного включения конденсаторов в главную цепь* 69

§ 11. Основные способы параллельного включения конденсаторов в главную цепь преобразователей 69
§ 12. Уравнения токов и напряжений 71
§ 13. Напряжения на вентилях и условия зажигания и погасания вентилей . 81
§ 14. Внешние характеристики преобразователя с параллельно включенными конденсаторами 83
§ 15. Границы работы преобразователя в выпрямительном и инверторном режимах 88
§ 16. Влияние параметров компенсирующего устройства на процессы в преобразователе и выбор соотношений параметров главной цепи преобразователя 92

Глава IV. *Компенсация реактивной мощности преобразователей и повышение устойчивости их работы в инверторном режиме путем последовательного включения конденсаторов в главную цепь* 97

§ 17. Основные способы последовательного включения конденсаторов в главную цепь преобразователей 97
§ 18. Уравнения токов и напряжений 97
§ 19. Напряжения на вентилях и условия зажигания и погасания вентилей . 104
§ 20. Внешние характеристики преобразователя с последовательно включенными конденсаторами 108
§ 21. Области работы преобразователя с последовательно включенными конденсаторами 114
§ 22. Влияние последовательно включенных конденсаторов на устойчивость работы инвертора 120

§ 23. Выбор режима работы и соотношения параметров главной цепи преобразователей с последовательно включенными конденсаторами 126

Глава V. *Влияние несимметричных коротких замыканий в системе переменного тока на работу преобразователей* 129

§ 24. Эквивалентная схема преобразователя и системы переменного тока при несимметричных коротких замыканиях 129
§ 25. Уравнения токов и напряжений преобразователя при однофазных коротких замыканиях в энергосистеме 131
§ 26. Работа преобразователя при однофазных коротких замыканиях в энергосистеме 144
§ 27. Уравнения токов и напряжений преобразователя при двухфазных коротких замыканиях в энергосистеме 150
§ 28. Работа преобразователя при двухфазных коротких замыканиях в энергосистеме 162
§ 29. Основные особенности работы преобразователей при коротких замыканиях в энергосистеме 170
§ 30. Сравнение двух основных способов управления преобразователями . . 181

Глава VI. *Энергетические характеристики преобразователей электропередачи постоянного тока* 188

§ 31. Кривые токов и напряжений в трехфазной цепи преобразователей . . 188
§ 32. Гармонический анализ токов и напряжений 189
§ 33. Действующие значения тока и напряжения на шинах преобразователя со стороны энергосистемы 197
§ 34. Активная и реактивная мощность преобразователя 200
§ 35. Универсальные диаграммы мощности преобразователя 205
§ 36. Коэффициенты мощности преобразователя 208
§ 37. Соотношения между токами и напряжениями в преобразователях с конденсаторами в главной цепи 210
§ 38. Основные гармоники и действующие значения токов и напряжений преобразователей с конденсаторами в главной цепи 215
§ 39. Энергетические характеристики преобразователей с конденсаторами в главной цепи 219

Глава VII. *Статические и динамические характеристики электропередачи постоянного тока* 222

§ 40. Приближенная схема замещения электропередачи постоянного тока . . 222
§ 41. Влияние основных регуляторов преобразователей на работу электропередачи постоянного тока 225
§ 42. Статические характеристики электропередачи постоянного тока . . . 229
§ 43. Динамические характеристики электропередачи постоянного тока . . 234
§ 44. Электрический расчет режима электропередачи постоянного тока, соединяющей две энергосистемы переменного тока 237
§ 45. Расчет статических характеристик мощности электропередачи постоянного тока 243

Глава VIII. *Влияние электропередачи постоянного тока на статическую устойчивость системы переменного тока* 249

§ 46. Вопросы статической устойчивости, возникающие при объединении систем электропередачей постоянного тока, и методы их решения. 249
§ 47. Уравнения переходных процессов электропередачи постоянного тока . . 252
§ 48. Частные производные выпрямленного напряжения, активной и реактивной мощности преобразователя 257
§ 49. Статическая устойчивость электропередачи постоянного тока 263
§ 50. О возможности раздельного анализа статической устойчивости системы переменного тока и электропередачи постоянного тока 272
§ 51. Собственные и взаимные регулирующие эффекты преобразователей электропередачи постоянного тока 277
§ 52. Качественный анализ влияния электропередачи постоянного тока на предел статической устойчивости энергосистемы 279
§ 53. Анализ статической устойчивости энергосистемы, содержащей электропередачи переменного и постоянного тока 283

Глава IX. *Влияние электропередачи постоянного тока на динамическую устойчивость системы переменного тока* 292

§ 54. Использование метода физического моделирования для исследования устойчивости электрических систем 292
§ 55. Влияние электропередачи постоянного тока на устойчивость системы переменного тока при их независимом регулировании 296
§ 56. Использование электропередачи постоянного тока для демпфирования качаний в системе переменного тока 302
§ 57. Повышение устойчивости системы переменного тока при специальном регулировании электропередачи постоянного тока 307
§ 58. Специальное регулирование электропередачи постоянного тока при конечной мощности соединяемых ею систем 313

Глава X. *Об обеспечении надежности работы и повышении мощности электропередач постоянного тока* 320

§ 59. Общие вопросы обеспечения высокой надежности работы электропередач постоянного тока в энергосистемах и повышения их мощности . . 320
§ 60. Обеспечение надежности работы преобразователей и повышение их мощности с помощью группового соединения вентилей 322
§ 61. Дальнейшие научные исследования 328

Литература 331

Леонид Робертович Нейман, Савелий Романович Глинтерник, Анатолий Владимирович Емельянов и Виктор Григорьевич Новицкий

ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧА ПОСТОЯННОГО ТОКА КАК ЭЛЕМЕНТ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

*

Утверждено к печати Институтом электромеханики Академии наук СССР

*

Редактор Издательства *И. В. Барковский*. Технический редактор *В. Т. Бочевер*. Корректоры *Л. М. Бова, Е. В. Вивчар* и *Н. З. Фридман*

Сдано в набор 9/V 1962 г. Подписано к печати 15/IX 1962 г. РИСО АН СССР № 62-75В. Формат бумаги 70 × 108/16. Бум. л. 10 1/8. Печ. л. 21 1/4=29.11 усл. печ. л. Уч.-изд. л. 30.96. Изд. № 1680. Тип. зак. № 674. М-37497. Тираж 2500.
Цена 2 р. 37 к.

Ленингр. отд. Изд. Акад. наук СССР, Ленинград, В-164, Менделеевская лин., д. 1

1-я тип. Изд. Акад. наук СССР, Ленинград, В-34, 9 лин., д. 12

ОПЕЧАТКИ И ИСПРАВЛЕНИЯ

Страница	*Строка*	*Напечатано*	*Должно быть*
27	11 снизу	$\ldots - x_a \ldots$	$\ldots - x_k \ldots$
54	2 сверху	$\ldots i_d;$	$\ldots I_d;$
55	5 »	$\frac{\sqrt{3}\ldots}{3}\ldots$	$\frac{\sqrt{3}\ldots}{2}\ldots$
55	8 снизу	$\sqrt{3}\ E_m$	$\sqrt{3}E_m K_1^*$
140	7 »	$i_a = i_4$	$i_a = -i_4$
146	1 сверху	$\ldots\psi_{11} + \alpha_3$	$\ldots -\psi_{11} + \alpha_3$
165	2 »	$i_2 = 0$	$i_4 = 0$
165	4 снизу	$A_2 \ldots$	$A_3 \ldots$
175	17 сверху и 16 снизу	$U_g = 0$	$U_д = 0$
243	10 сверху	$\ldots k_{a1}(I_d - I_{y1})$ **	$\ldots k_{a1}(I_d - I_{y1})$
243	11 »	$\ldots k_н U_o \ldots$	$\ldots k_н^{**} U_o$
247	11 снизу	выпрямительному	выпрямленному
271	8 »	$\ldots(\Delta I_{d1} + \Delta I_{d2})\ldots$	$\ldots(\Delta I_{d1} - \Delta I_{d2})\ldots$
281	3 сверху	$\ldots V_п \ldots$	$\ldots V_н$

Электропередача постоянн. тока.